E 3280

[illegible]

R

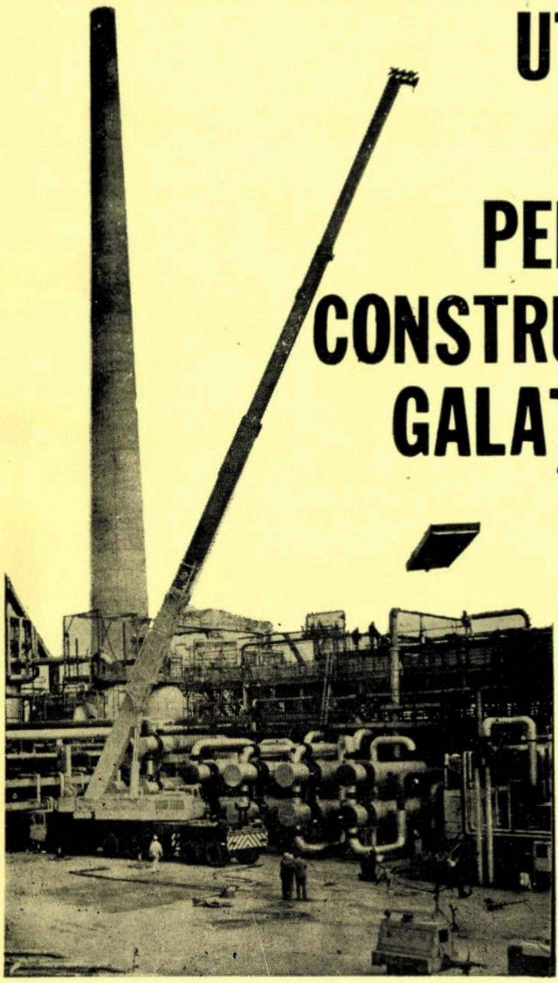
METALURGIA

13 T.

1

METALURGIA • BUCUREȘTI • ANUL XXXII • NR. 1 • IANUARIE 1980

ÎNTREPRINDEREA DE UTILAJ GREU PENTRU CONSTRUCȚII GALAȚI



(I. U. G. C. — Galaţi)

este profilată pentru mecanizarea lucrărilor de construcţii-montaj la obiectivele industriale din ramura metalurgiei situate în Galaţi, Călăraşi, Reşiţa, Hunedoara şi Tîrgovişte, fiind dotată în acest scop cu mijloace mecanizate dintre cele mai moderne :

- sonete pentru executarea piloţilor de tip Franky
- echipamente şi utilaje complete pentru execuţia de coloane forate cu diametre pînă la 800 mm şi adîncimi pînă la 40 m
- instalaţii pentru executarea de ecrane etanşe din beton cu lăţimea de 800 mm şi adîncimi pînă la 40 m
- automacarale şi macarale pe pneuri şi şenile cu capacităţi pînă la 140 t, printre care automacarale cu braţ telescopic între 80 şi 110 t
- o gamă variată de utilaje terasiere, buldozere, excavatoare, autoîncărcătoare cu care poate executa lucrări complexe de terasamente şi drumuri cu execuţia la tarif fizic
- instalaţii pentru punerea în operă a betonului, autopompe de beton cu capacităţi pînă la 60 m^3/h, automalaxoare cu capacitatea pînă la 5,5 m^3 etc.

I. U. G. C — Galaţi
Sos. Smîrdan nr. 2,
telefon : 30031

METALURGIA

Anul 32 Nr. 1 Ianuarie 1980

CUPRINS

Petrescu, L. : A VI-a Conferinţă internaţională a ţărilor membre ale C.A.E.R. şi R.S.F.I. pentru automatizarea proceselor de producţie şi a conducerii în siderurgie. 5

Popescu, Al. : Sisteme informatice integrate de conducere a producţiei şi a proceselor tehnologice 10

Toia, A., Toţia, Cornelia, Selescu, Rodica şi Cîrstea, V. : Aspecte metodologice privind utilizarea limbajului LDS la proiectarea asistată de calculator a sistemelor informatice. 12

Crăciunaş, S. şi Toia, A. : Model matematic şi algoritm pentru determinarea claselor disjuncte într-o matrice tehnologică. 17

Ciucu, I. şi Ciucu, Victoria : Model matematic privind reducerea consumului de energie electrică la laminoarele pentru sîrmă 20

Pavel, N. : Variantă de model pentru conducerea activităţilor de întreţinere funcţională a utilajelor metalurgice. 22

Pavel, N., Ungureanu, Olga şi Gorie, M. : Situaţia utilizării fondului de timp la utilajele metalurgice (tablou de bord) 26

Cristescu, M. : Optimizarea încărcării capacităţii de producţie a unui laminor de tablă groasă. . . . 28

Ghenici, M. şi Toia, A. : Programarea şi urmărirea producţiei de ţevi la Întreprinderea de ţevi „Republica" — Bucureşti 32

Stoica, I. : Prelucrarea automată a datelor privind evidenţa avariilor la utilajele tehnologice. 37

Giosanu, Eugenia, Preduţ, Maria şi Ungureanu, Olga : Programarea, cooperarea interuzinală, lansarea şi urmărirea fabricaţiei pieselor de schimb. 39

Turtă, I. : Gestiunea datelor privind caracteristicile tehnice constructive ale componentelor utilajelor tehnologice 41

Gorie, M. : Gestiunea datelor privind caracteristicile tehnologice ale componentelor utilajelor metalurgice. 44

Paşcu, D. : Sistemul de codificare a utilajelor şi componentelor acestora, utilizat la C.S. Galaţi. . . . 46

Stama, N. şi Pavel, N. : Sistemul de codificare şi modul de întocmire a tehnologiilor pentru întreţinerea preventivă la utilajele metalurgice din dotarea C.S. Galaţi 50

Pavel, N. şi Stan, I. : Prelucrarea mecanizată a documentaţiei tehnice pentru întreţinere, reparaţii şi fabricaţia pieselor de schimb la Combinatul siderurgic — Galaţi. 52

DOCUMENTARE

COLEGIUL DE REDACȚIE

LAURENTIE SOFRONI — președinte, CEZAR AVRAM, GHEORGHE BUJGOI, ALEXANDRU CIOROGARU, SORIN CÎNDEA, ANTONICĂ DIJMĂRESCU, CONSTANTIN DRAGOMIR, IANCU DRĂGAN, ION DRĂGAN, DAN DULAMĂ, TRAIAN DUMITRESCU, SUZANA GÂDEA, GHEORGHE GHEORGHIU, VASILE GROSU, CONSTANTIN IONESCU, VICTOR MIHU, ION MOLDOVAN, NICOLAE MURGULEȚ, FLOREA OPREA, IGINIO PAVONI, MIRCEA PENESCU, MIRCEA POPOVICI, ION PRISECARU, ȘTEFAN RĂDVAN, CORNEL RIZESCU, MARIA SAVU, CLAUDIU ȘTEFĂNESCU, SILVIA VACU, VASILE VĂZDĂUȚEANU, VASILE VULCU

Redactor : G. COJOCARIU
Tehnoredactor : EC. CHIPARIZOPOL

„Cititorii din străinătate se pot abona adresîndu-se la ILEXIM Departamentul Export-Import Presă, P.O. Box 136—137, telex : 11226, București, str. 30 Decembrie nr. 3“

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, str. Mendeleev 21—25, Sector 1, Telefon : 59.49.90. Revista este editată de ICEM — O.I.D. Instituțiile pot achita abonamentele în contul nostru de virament nr. 30.15.0.01.01.B.N. — R.S.R. — filiala sector VI — Institutul de cercetări metalurgice. Tarif pentru întreprinderi : lei 150 anual ; tarif pentru abonamente individuale : 48 lei anual. Costul unui exemplar : lei 5. Tiparul — Întreprinderea poligrafică „Informația“, str. Brezoianu, nr. 23—25, București

---

„Taxele poștale achitate conform aprobării D.G.P.Tc. nr. 137/5462/1979“

I.P.I. c. 1711

42 406

ORSZÁGOS KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883

CONTENTS

DC : 65.011 56 : 669.1

Petrescu, L. : **The VIth International Conference of the CAEM countries and Yougoslavia on production process and management automation in iron and steel industry.**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 5–9

DC : 65.011 : 681.32

Popescu, Al. : **Integrated information systems for production and technological process control.**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 10–11

DC : 62.001.13 : 65.012.45

Toia, A., Toţia, Cornelia, Selescu, Rodica and *Cîrstea, V.* : **Methodologic aspects of the use of LDS language in the information system design with the help of a computer.**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 12–16

DC : 65.012.4 : 338.45 : 681.32

Crăciunaş, S. and *Toia, A.* : **Mathematical model and algorythm for the determination of desjunctive classes in a technological matrix.**

Metalurgia, 32 (1980), nr. 1, p. 17–19

DC : 621.771.2 : 621.311.152

Ciucu, I. and *Ciucu, Victoria* : **Mathematical model concerning power consumption for wire rolling mills.**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 20–21

DC : 658.58 : 681.32

Pavel, N. : **Model version for the management of iron and steel equipment maintenance operations**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 22–25

DC : 669.01 09.002.61

Pavel, N., Ungureanu, Olga and *Gorie, M.* : **The use of the time basis for iron and steel equipment (control board).**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 26–27

DC : 621.771.23 : 65.011.4

Cristescu, M. : **Optimizing of production capacity utilization for a plate rolling mill.**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 28–31

DC : 65.011 : 338.45

Ghenici, M. and *Toia, A.* : **Programming and tracking of pipe production at „Republica" pipe enterprise.**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 32–36

DC : 65.012.45.004.64

Stoica, I. : **Automatic data processing concerning the damages of technological equipment.**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 37–38

DC : 62–772.002.2

Giosanu, Eugenia, Preduţ, Maria and *Ungureanu, Olga* : **Programming, cooperation between steel works, launching and tracking of spare part manufacturing.**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 39–40

DC : 621–772 : 025.4 : 681.32

Turtă, I. : **Data management concerning technical charateristics of technological equipment components.**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 41–43

DC : 621.772 :.025.4 : 681.32

Gorie, M. : **Data management concerning the technological characteristics of iron and steel equipement behaviour.**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 44–45

DC : 669.02 .09 : 025.4

Paşcu, D. : **Coding system for application and their components at Galaţi steel complex.**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 46–49

C : 658.58 : 669.02 .09 : 002.6

Stama, N. and *Pavel, N.* : **Coding system and the way to work up technologies for the preventive maintenance of equipment at Galaţi steel complex**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 50–51

DC : 002.6 : 658.58 : 681.32

Pavel, N. and *Stan, I.* : **Mechanized processing of technical documentation for maintenance, reparations and spare part manufacturing at Galaţi steel complex**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 52–53

INHALT

DK : 65.011.56 : 669.1

Petrescu, L. : **Die VI-te Konferenz der RGW-Länder und Jugoslavien über die Automatisierung der Erzeugungsverfahren und der Leitung im Hüttenbereich.**

Metalurgia, 32 (1980), nr. 1, p. 5–9

DK : 65.011 : 681.32

Popescu, Al. : **Integrierte Informationssysteme für die Führung der Produktion und der Arbeitsvorgänge.**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 10–11

DK : 62.001.13 : 65.012.45

Toia, A., *Toţia, Cornelia*, *Selescu, Rodica* und *Cîrstea, V.* : **Methodologische Aspekte über die Anwendung der LDS-Sprache im Konstuktionsbereich mit Hilfe der elektronischen Digitalrechenmaschine.**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1. p. 12–16

DK : 65.012.4 : 338.45 : 681.32

Crăciunaş, S. und *Toia, A.* : **Mathematisches Modell und Algoritmus für die Bestimmung der Disjunktionsbereiche in einer technologischen Matrix.**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 17–19

DK : 621.771.2 : 621.311.152

Ciucu, I. und *Ciucu, Victoira* : **Mathematisches Modell für die Herabsetzung des Elektroenergieverbrauchs.**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 20–21

DK : 658.58 : 681.32

Pavel, N. : **Modellvariante für die Steuerung der Wartung an metallurgischen Anlagen.**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 22–25

DK : 669.02/.09.002.61

Pavel, N., *Ungureanu, Olga* und *Gorie, M.* : **Anwendung der Zeitfonds bei den metallurgischen Anlagen.**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 26–27

DK : 621.771.23 : 65.011.4

Cristescu, M. : **Optimierung der Kapazitätsbelastung eines Grobblechwalzwerkes.**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 28–31

DK : 65–011 : 338.45

Ghenici, M. und *Toia, A.* : **Programmierung der Rohrproduktion im Rohrwerk „Republica"**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 32–36

DK : 65.012.45.004.64

Stoica, I. : **Automatische Datenverarbeitung für die Übersicht der Anlagenbeschädigungen**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 37–38

DK : 62–772.002.2

Giosanu, Eugenia, *Preduţ, Maria* und *Ungureanu, Olga* : **Planung, Kooperation zwischen Werken, Einlassen und Verfolgen der Ersatzteilherstellung.**

Metalurgia 32 (1970), nr. 1, p. 39–40

DK : 621–772 : 025.4 : 681.32

Turtă, I. : **Datenverarbeitung mit den technischen Konstruktionseigenschaften der Anlagenteile.**

Metalurgia 32 (1980), hr. 1, p. 41–43

DK : 621–772 : 025.4 : 681.23

Gorie, M. : **Datenverarbeitung über die technologischen Eigenschaften der Bestandteile metallurgischer Anlagen.**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 44–45

DK : 669.02/.09 : 025.4

Paşcu, D. : **Schlüsselung der Anlagen und Anlagenteile im Eisenhüttenkombinat Galatz**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 46–49

DK : 658.58 : 669.02/.09 : 002.6

Stama, N. und *Pavel, N.* : **Schlüsselungsystem und Ausarbeitung der metallurgischen Anlagen im Eisenhüttenkombinat Galatz.**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 50–51

DK : 002.6 : 658.58 : 681.32

Pavel, N. und *Stan, I.* : **Mechanische Bearbeitung der technischen Dokumentation für Instandsetzung, Wartung und Herstellung der Ersatzteile.**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 52–53

SOMMAIRE

CD : 65.011.56 : 669.1

Petrescu, L. : **La VI-ème Conférence Internationale des pays membres CAEM et R.S.F. Jougoslavie sur l'automation des processus de production et l'administration en sidérurgie.**

Metaurgia 32 (1980), nr. 1, p. 5–9

CD : 65 011 : 681.32

Popescu, Al. : **Systèmes Informatiques integrés pour la gestion de la production et des processus technologiques**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 10–11

CD : 62.001.13 : 65.012.45

Toia, A., Toţia, Cornelia, Selescu, Rodica et *Cîrstea, V.* : **Aspects mèthologiques concernant l'utilisation du langage LDS pour l'établissement d'un projet de systèmes informatiques assisté d'ordinateur**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 12–16

CD : 65.012.4 : 338.45 : 681.32

Crăciunaş, S. et *Toia, A.* : **Modèle mathématique et algorithme pour déterminer les classes disjointes dans une matrice technologique.**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 17–19

CD : 621.771.2 :621.311.152

Ciucu, I. et *Ciucu, Victoria* : **Modèle mathématique concernant la réduction de la consommation d'énergie aux laminoirs à fil**

Metalurgia 32 (1980) nr 1, p. 20–21

CD : 658.58 : 681.32

Pavel, N. : **Variante de modèle pour la direction des activités d'entretien fonctionnel des outillages métallurgiques**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 22–25

CD : 669.021.09.002.61

Pavel, N., Ungureanu, Olga et *Gorie, M.* : **Etat de l'utilisation du fond de temps aux outillages métallurgiques (tableau de bord)**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 26–27

CD : 621.771.23 : 011.4

Cristescu, M. : **Optimisation du chargement de la capacité de production d'un laminoir à tôles épaisses**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 28–31

CD : 65.011.338.45

Ghenici, M., et *Toia, A.* : **Programmation et poursuite de la fabrication des tubes à l'entreprise ,,Republica''**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 32–36

CD : 65.012.45.004.64

Stoica, I. : **Traitement automatique des données concernant l'évidence des avaries enregistrées aux outillages technologiques**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 37–38

CD : 62–772.002.2

Giosanu, Eugenia, Preduţ, Maria et *Ungureanu, Olga* : **Programmation, coopération entre les usines, lancement et poursuite de la fabrication des pièces de rechange**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 39–40

CD : 621–772 :025.4 :681.32

Turtă, I. : **Gestion des données concernant les caractéristiques techniques de construction des composantes des outillages technologiques**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 41–43

CD : 621–772 : 025.4 : 681.32

Gorie, M. : **Gestion des données concernant les caractéristiques technologiques des composantes des outillages métallurgiques**

Métalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 44–45

CD : 669.02–09 : 025.4

Paşcu, D. : **Système de codage des outillages et des leurs composantes appliqué au complexe sidérurgique de Galatzi**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 46–49

CD : 658.58 : 669.02–09 : 002.6

Stama, N. et *Pavel, N.* : **Système de codage et mode d'établissement des technologies pour l'entretien préventif des outillages au complexe sidérurgique de Galatzi**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 50–51

CD : 002.6 : 658.58 : 681. :32

Pavel, N. et *Stan, I.* : **Le système de traitement mécanique de la documentation technique pour l'entretien, les réparations et la fabrication des pièces de rechange appliqué au complexe sidérurgique de Galatzi**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 52–53

СОДЕРЖАНИЕ

ДК : 65.011.56 : 669.1

Петреску, Л.: **VI-ая Международная конференция стран-членов СЭВ и СФРЮ по автоматизации производственных процессов и управлению в черной металлургии.**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 5—9

ДК : 65.011 : 681.32

Попеску, Ал.: **Интегрированные информационные системы управления производством технологических процессов.**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 10—11

ДК : 62.001.13 : 65.012.45

Тоя А., Тоциа, Корнелия, Селеску, Родика и Кырстя, В. **Методологические аспекты, касающиеся использования языка LDS при проектировании информационных систем с помощью вычислительной машины**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 12—16

ДК : 65.012.4 : 338.45 : 681.32

Крэчюнаш, Ш. и Тоя, А.: **Математическая модель и алгоритм для определения отдельных классов в технологической матрице**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 17—19

ДК 621.771.2 : 621.311.152

Чюку И. и Чюку, Виктория: **Математическая модель, касающаяся уменьшения расхода электроэнергии на проволочном стане**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 20—21

ДК : 658.58 : 681.32

Павел, Н.: **Вариантная модель для управления деятельности функционального обслуживания металлургического оборудования**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 22—25

ДК : 669.02/.09.002.61

Павел, Н., Унгуряну, Ольга и Горье, М.: **Положение использования фонда времени для металлургического оборудования (инструментальный щиток)**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 26—27

ДК : 621.771.23 : 65.011.4

Критеску, М.: **Оптимизация нагружения производственной способности толстолистового стана**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 28—31

ДК : 65.011 : 338.45

Генич, М. и Тоя, А.: **Программирование и наблюдение трубного производства на Трубном предприятии «Република**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 32—36

ДК : 65.012.45.004.64

Стойка, И.: **Автоматическая обработка данных для учета аварий технологического оборудования**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 37—38

ДК : 62 : 62—772.002.2

Джосану, Еуджения, Предуц, Мария и Унгуряну, Ольга: **Программирование, межзаводское кооперирование, выход и наблюдение за производством запасных частей.**

Metalurgia 32 (1980), nr 1, p. 39—40

ДК : 621.772 : 025.4 : 681.32

Туртэ, И.: **Учёт данных, ласающихся технических конструктивных характеристик компонентов технологических оборудований**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 41—43

ДК : 621.772 : 025.4 : 681.32

Горье, М.: **Управление данными, касающихся технологических характеристик компонентов металлургиеских оборудований**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 44—45

ДК : 669.02/.09 : 025.4

Пашку, Д.: **Система кодирования оборудования и их компонентов, используемая на М. К. Галац**

Metalirgua 32 (1970), nr 1, p. 46—49

ДК : 658.58 : 669.02/.09 : 002.6

Стама, Н. и Павел, Н.: **Система кодификации и способ составления технологии для профилактического ухода за металлургическим оборудованием на М. К. Галац.**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 50—51

ДК : 002.6 : 658.58 : 681.32

Павел, Н. и Стан, И.: **Система механизированной обработки технической документации по уходу, ремонту и производству запасных частей на Металлургическом комбинате Галац**

Metalurgia 32 (1980), nr. 1, p. 52—53

METALURGIA 1

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL
INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA
1980

A VI-a Conferinţă internaţională a ţărilor membre ale C.A.E.R. şi R.S.F.I. pentru automatizarea proceselor de producţie şi a conducerii în siderurgie

L. Petrescu
Ministerul Industriei Metalurgice

CZ : 65.011.56 : 669.1

În prima parte a anului 1979, între 26 şi 31 martie, a avut loc la Budapesta ,,A VI-a Conferinţă internaţională a ţărilor membre ale C.A.E.R. şi R.S.F.I. pentru automatizarea proceselor de producţie şi a conducerii în siderurgie". În aceeaşi perioadă a fost organizată şi o expoziţie a mijloacelor şi sistemelor automatizate de conducere realizate în ţările socialiste participante la conferinţă.

Lucrările conferinţei s-au desfăşurat în cadrul următoarelor secţii :

Secţia I — Metode şi mijloace moderne de planificare şi conducere a producţiei cu ajutorul calculatoarelor electronice.

Secţia a II-a — Automatizarea în industria de extragere a minereului, în aglomerare, în uzinele cocsochimice, furnale, oţelării şi turnare continuă a oţelurilor.

Secţia a III-a — Automatizarea proceselor de laminare.

La conferinţă au fost prezentate 92 comunicări tehnico-ştiinţifice, iar 38 referate au fost distribuite ca materiale informative.

Din referatele prezentate a reieşit că în ultimii ani, în ţările socialiste, au fost obţinute rezultate bune în domeniul construirii aparaturii şi mijloacelor de automatizare, în conceperea, realizarea şi utilizarea sistemelor informatice de conducere a proceselor tehnologice şi a proceselor de producţie. Au fost prezentate, de asemenea, avantajele care se obţin în urma introducerii sistemelor informatice, integrate, de conducere care realizează corelarea la nivel superior a funcţiunilor sistemelor de conducere a producţiei şi a sistemelor de conducere a proceselor de producţie (I/4, III/6).

În cadrul şedinţelor au fost dezbătute pe larg probleme privind bazele ştiinţifice ale elaborării sistemelor automatizate de conducere (analiza sistemică, metode moderne economico-matematice, sisteme adaptive ş.a. (I/12, I/26, I/27).

S-a arătat că ramurile industriale consumatoare de metal solicită în cantităţi mari produse de calitate tot mai înaltă, într-o gamă largă de sortotipodimensiuni. A rezultat că măsura cea mai eficientă de rezolvare a acestor cereri este trecerea la folosirea unor noi procese metalurgice mai performante, mai economice, de perspectivă. Dintre acestea o atenţie deosebită au reţinut următoarele procese tehnologice :

— elaborarea oţelului în convertizoare cu insuflare prin fund şi în agregate cu funcţionare continuă (II/21) ;

— topirea continuă a buretelui de fier în cuptoare electrice cu arc ;

— retopirea sub strat de zgură şi în cuptoare cu arc electric în vid (II/29) ;

— fabricarea tablelor şi a profilelor laminate cu straturi de acoperire de protecţie.

S-a subliniat faptul că aceste procese, caracterizate printr-un grad înalt de intensitate şi prin cerinţe severe privind stabilitatea desfăşurării, nu pot fi conduse în mod eficient fără mijloace de automatizare adecvate. Numai în aceste condiţii parametrii principali pot fi riguros controlaţi şi menţinuţi între limite strînse pentru a asigura calitatea dorită a produselor(II/29, II/24, III/4).

Au fost discutate problemele actuale ale conducerii automatizate a proceselor tehnologice în instalaţiile de pregătire a minereului de fier (II/1), aspecte ale calculului şarjelor pentru furnal şi ale încărcării furnalelor (II/2, II/6, II/7, II/10), precum şi unele realizări privind conducerea procesului tehnologic din furnal (II/8, II/9, II/11).

O atenţie deosebită a fost acordată conducerii procesului de elaborare a oţelului la nivelul stabilirii încărcăturii pentru şarjă (II/15, II/19, II/21), la nivelul conducerii procesului tehnologic (II/13, II/14, II/20, II/21, II/22), la nivelul conducerii secţiei de convertizoare (II/12, II/15, II/17, II/18).

S-au discutat, de asemenea, probleme legate de utilizarea mai bună a cuptoarelor electrice cu arc prin micşorarea consumului de energie (II/26, II/27), prin solicitarea mai puţin periculoasă a căptuşelii refractare (II/25), precum şi unele aspecte privind procesul de elaborare a oţelului în aceste agregate (II/27, II/28, II/29).

În domeniul turnării continue a fost scoasă în evidenţă necesitatea controlului riguros al temperaturii şi al nivelului în distribuitor. S-a amintit de instalaţiile de conducere automatizate, cu calculator electronic, testate în U.R.S.S. şi despre instalaţia automatizată din R.S.F.I. la care este controlat şi nivelul metalului lichid din cristalizor. A fost scoasă în evidenţă importanţa conducerii automatizate a procesului de turnare continuă care realizează, prin controlul regimului termic al lingoului şi dimensionarea corectă a efortului de tragere, creşterea sensibilă a coeficientului de scoatere.

Un mare număr de referate au tratat probleme de conducere a procesului de laminare a tablei groase (III/4, III/5, III/13), a tablei laminate la cald şi la rece, precum şi probleme de optimizare a tăierii laminatelor (III/6, III/8, III/10, III/11, III/12).

S-a arătat că introducerea sistemelor de reglare a regimului termic al cuptoarelor adînci, cu calculator electronic, permite introducerea în cuptor a lingourilor cu miez lichid, ceea ce conduce la importante economii de energie.

S-au discutat, de asemenea, probleme legate de controlul parametrilor dimensionali ai laminatelor şi controlul nedistructiv, în flux, al produselor (III/14, III/16, III/17, III/19).

Au prezentat interes rezultatele bune obţinute în conducerea automatizată, cu calculator electronic, a laminoarelor continue de benzi late laminate la cald. La aceste laminoare s-au putut obţine table cu grosime de 1,8 ± 0,05 mm şi răcire controlată cu precizie de ±14°C pentru mai mult de 90% din lungimea ruloului.

Sistemele automatizate de conducere cu calculator electronic de la laminoarele continue asigură urmărirea metalului de la încărcarea în cuptoarele cu propulsie şi pînă la introducerea în magazie a produsului finit.

Conducerea cu calculator electronic a procesului de laminare a ţevilor a permis rezolvarea eficientă a problemelor de sortare a ţaglelor, de laminare, de tăiere optimă şi de urmărire a metalului de la ţaglă pînă la împachetare (III/24, III/26, III/27, III/28).

Progrese importante au fost obţinute şi în aplicarea informaticii în conducerea producţiei. Sistemele automatizate de conducere rezolvă în prezent un număr mai mare de probleme, strîns legate de procesul de producţie (I/3, I/6, I/7, I/8, I/10, I/11, I/12, I/30). În afară de aplicaţiile cu caracter financiar-contabil şi aplicaţiile de prelucrare şi urmărire a comenzilor, sînt în funcţiune în prezent aplicaţii care rezolvă probleme de încărcare optimă a agregatelor, programare operativă şi reprogramare a producţiei. Se realizează, de asemenea, calculul şi analiza indicatorilor de bază care reflectă eficienţa economică a întreprinderii.

S-a arătat importanţa crescîndă a sistemelor automatizate de conducere a ramurii siderurgice pentru planificarea producţiei, corelarea eforturilor unităţilor, analiza economică a productivităţii în ramură ş.a. (I/1, I/2, I/3, I/12, I/14).

Experienţa acumulată pînă în prezent a arătat că prin conducerea automatizată a proceselor tehnologice şi a proceselor de producţie cu ajutorul calculatoarelor electronice se obţin economii importante (echipamentele se amortizează în 2—5 ani), se asigură o utilizare raţională a materiilor prime şi a energiei, precum şi o creştere importantă a calităţii produselor. Dintre efectele mai importante pot fi amintite, pentru exemplificare, următoarele :

— creşterea productivităţii agregatelor metalurgice cu 2—2,5%, pe seama stabilizării modului lor de lucru ;

— scăderea cu 0,3—0,5% a pierderilor de metal, ca urmare a reglării mai exacte a desfăşurării proceselor tehnologice ;

— micşorarea cu 2—3% a consumului de materii prime, combustibili şi energie ;

— creşterea cu 1—2% a productivităţii muncii, ca urmare a îmbunătăţirii organizării şi perfecţionării conducerii producţiei ;

— creşterea calităţii muncii în întreprinderile metalurgice, datorită eliberării personalului de exploatare de activităţi monotone şi munci periculoase.

Au fost discutate, de asemenea, probleme legate de eficienţa economică a sistemelor automatizate de conducere şi de rolul omului în procesele de proiectare, implementare şi exploatare a sistemelor automatizate de conducere (I/19). S-a subliniat faptul că eficienţa economică nu poate fi determinată satisfăcător decît prin abordarea problemei la nivelul economiei naţionale, întrucît unele măsuri devin eficiente prin efectele obţinute la utilizator. Astfel, se poate întîmpla ca măsurile de îmbunătăţire a calităţii, prin controlul defectoscopic al laminatelor, să fie neeficiente pentru o întreprindere metalurgică luată separat. Produsele de calitate, garantate ca urmare a introducerii controlului nedistructiv, prezintă însă mari avantaje economice pentru consumatorii de metal, care pot realiza construcţii metalice şi maşini în condiţii avantajoase, fără prelucrări suplimentare şi cu un consum mai mic de metal.

Din partea R.S. România au fost prezentate patru comunicări la secţia I, două comunicări la secţia a II-a şi două comunicări la secţia a III-a. S-au bucurat de interes lucrările privind proiectarea automatizată a sistemelor informatice (I/5), planificarea şi conducerea producţiei de ţevi la I.Ţ. Republica (I/31), lucrările legate de automatizarea conducerii furnalelor (II/5, II/7), optimizarea încărcării laminorului de tablă groasă (III/5) şi determinarea automată a lungimii tablei la tăierea transversală (II/11).

Au fost obţinute, de asemenea, aprecieri pozitive pentru mijloacele de automatizare prezentate la expoziţie de către specialiştii de la Institutul de cercetare ştiinţifică şi inginerie tehnologică pentru automatizări, tehnică de calcul şi telecomunicaţii. S-au remarcat în mod deosebit automatul programabil, dozatorul automat cu bandă şi instalaţia de reglare continuă a vitezei motoarelor de curent continuu. Aceste exponate au fost distinse cu diplome de către comisia de specialişti care a analizat mijloacele şi dispozitivele de autoamtizare din expoziţie.

Din lucrările conferinţei s-au desprins cîteva direcţii de bază ale dezvoltării în continuare a automatizării în siderurgie. S-au adus precizări privind nivelul raţional de automatizare a agregatelor, necesitatea creării unor agregate moderne, înalt automatizate, de mare capacitate, cu productivitate ridicată. S-a arătat că productivitatea este strîns legată de calitatea sistemelor informatice de conducere, la nivelul fluxurilor de producţie, al secţiilor, al întreprinderilor şi al ramurii. Un mare accent s-a pus pe colaborarea între ţările socialiste prin schimburi de informaţii, schimb de experienţă, efectuarea de lucrări ş.a.

Conferinţa a marcat trecerea la o nouă etapă, mult evoluată, a conducerii producţiei şi a proceselor tehnologice, etapă în care trebuie să se asigure o creştere substanţială a calităţii produselor în condiţiile reducerii consumurilor specifice de materii prime, energie şi combustibili.

Lucrările prezentate la ,,A VI-a Conferinţă internaţională a ţărilor membre ale C.A.E.R. şi R.S.F.I. pentru automatizarea proceselor de producţie şi a conducerii în siderurgie'':

Secţia I — *Metode şi mijloace moderne de planificare şi conducere a producţiei cu ajutorul calculatoarelor electronice*

I/ 1 — Sistem informatic de conducere a producţiei (şi economiei) în ramura siderurgică din R.S.C. Mirnî, I. ş.a.

I/ 2 — Modul de realizare a problemelor de planificare, control şi analiză a producţiei metalurgice în sistemul automatizat pe ramură din U.R.S.S. Aganson, E. ş. a.

I/ 3 — Starea şi perspectivele automatizării conducerii în industria siderurgică (U.R.S.S.) Petricheev, V. Vinogradov, V. şi Fridliand, L.

I/ 4 — Integrarea, direcţie de dezvoltare eficientă a sistemelor automatizate de conducere în siderurgie (U.R.S.S.) Kopelovici, A. ş.a.

I/ 5 — Limbajul de proiectare automată a sistemelor informatice (R.S.R.) Toia, A., Toţia, C., Selescu, R. şi Cîrstea, V.

I/ 6 — Sistem de colectare a datelor pentru conducerea cu ajutorul calculatorului electronic a producţiei la uzina de ţevi Rohrkombinat Stahl und Walzwerk — din Riesa (R.D.G.) Medler, V. ş. a.

I/ 7 — Concepţia sistemului automatizat de conducere de la Combinatul Clement Gotwald din Witkovice (R.S.C.) Iuraida, B.

I/ 8 — Conducerea producţiei în secţia de laminare la rece cu ajutorul calculatorului electronic (Dunai Vasmu R.P.U.) Benţur, A. ş. a.

I/ 9 — Sistem ierarhic de conducere a producţiei metalurgice cu mai multe niveluri la uzina ,,Secera şi ciocanul'' (U.R.S.S.) Levenştein, Ia. ş.a.

I/10 — Sistemul automatizat de conducere a producţiei de la Combinatul metalurgic ,,Sisak'' (R.S.F.I.) Krakar, Z. ş.a.

I/11 — Proiectul sistemului de conducere cu calculator electronic a producţiei secţiei de laminare a sîrmei la Uzina metalurgică ,,OZDSK'' (R.P.U.) Molnar, L.

I/12 — Structura organizatorică a conducerii poducţiei metalurgice în condiţiile utilizării sistemului automatizat de conducere (U.R.S.S.) Serşever, M.

I/13 — Folosirea modelării matematice pentru îmbunătăţirea utilizării oţelului la C.S. Galaţi. Amzuică, D. şi Popa, T.

I/14 — Modul de determinare a necesarului de metal pe sortimente şi resurse (R.S.R.) Stoian, E. şi Matei, P.

I/15 — Sistem automat de conducere a calităţii producţiei finite (U.R.S.S.) Parşin, V. ş. a.

I/16 — Sistem informaţional pentru conducerea calităţii producţiei la C.M. Kremnikovţî (R.P.B.) Zdravkov, G. ş. a.

I/17 — Rezultate obţinute şi căi pentru dezvoltarea în continuare a automatizării în siderurgie (R.S.C.) Bîrjezina, Ia.

I/18 — Algoritmi adaptivi de conducere şi rezultatele experimentării lor în industrie (R.S.C.) Feitis, Ia. şi Fessl, Ia.

I/19 — Probleme legate de rolul omului în procesul proiectării, implementării şi exploatării sistemelor automatizate de conducere şi metode moderne de pregătire a specialiştilor în domeniul sistemelor automatizate de conducere (R.S.C.) Moraveţ, A.

I/20 — Sisteme de conducere a producţiei de piese de schimb şi a altor detalii în condiţiile reparaţiei centralizate în combinatul metalurgic N.H.K.G. din Ostrava (R.S.C.) Miulner, M.

I/21 — Conducerea depozitelor de semifabricate şi sistemul de planificare a producţiei secţiilor de laminare cu ajutorul calculatoarelor electronice (R.P.P.) Bjejek, P. ş.a.

I/22 — Sistem automatizat de planificare, control şi servire a activităţilor de bază ale întreprinderii (R.S.C.) Vîmetal, D. şi Sustek, Ia.

I/23 — Sistem informaţional pentru transportul intern la întreprinderile metalurgice (R.S.C.) Kludka, Z.

I/24 — Sistemul informatic al desfacerii la combinatul metalurgic din Slovacia de Vest (R.S.C.) Ferenţ, Ia.

I/25 — Sistem automatizat de conducere a depozitelor de semifabricate pentru secţiile de laminare (R.P.P.) Oţrembnik, B.

I/26 — Algoritmi de conducere optimală a mişcării lingourilor între secţiile de elaborare a oţelului şi laminoare (R.P.P.) Korfel, M. şi Korfel, Z.

I/27 — Metode de simulare pentru analiza proceselor de producţie din siderurgie (R.P.P.) Stoliarka, Z. şi Stşebak, M.

I/28 — Culegerea şi prelucrarea datelor în secţia de laminare la rece din combinatul metalurgic „OST" din Eisenhüttenstadt (R.D.G.) Fünfştük, K. şi Reberg, K.

I/29 — Conducerea producţiei secţiei de forjă cu ajutorul tehnicii de calcul (R.D.G). Laist, E. ş. a.

I/30 — Sistem automatizat de planificare şi conducere a producţiei de ţevi (U.R.S.S.) Ozol, V. ş.a.

I/31 — Planificarea şi conducerea producţiei de ţevi la I. Ţ. Republica(R.S.R.) Ghenici, M. şi Toia, A.

I/32 — Conducerea prin dispecerat a purtătorilor de energie cu ajutorul calculatorului de proces la uzina „Jelezara Zeniţa" (R.S.F.I.) Keurka, A. şi Kostici, D.

Secţia a II-a — *Automatizarea în industria de extragere a minereului şi în aglomerare, în industria cocsochimică, furnale, oţelării şi turnare continuă a oţelurilor*

II/ 1 — Conducerea calităţii pregătirii minereului în instalaţiile de preparare a minereurilor de fier ale combinatelor (U.R.S.S.) Konskii, E. ş.a.

II/ 2 — Conducerea şi optimizarea compoziţiei încărcăturii pentru aglomerare şi pentru furnal (R.P.P.)Kuznik, T. ş.a.

II/ 3 — Cercetarea dinamicii proceselor termice ale aglomerării minereului de fier prin modelare pe calculatorul analogic (R.P.U.) Sulţ, F. ş.a.

II/ 4 — Folosirea complexă a mijloacelor tehnice în sistemele de conducere automatizată a proceselor din furnal (U.R.S.S.) Socul, A. ş.a.

II/ 5 — Folosirea calculatorului electronic pentru conducerea furnalului de 2 700 m^3 la C.S. Galaţi (R.S.R.) Paraschiv, P.

II/ 6 — Automatizarea transportului încărcăturii şi încărcarea furnalelor (U.R.S.S.) Burgutin, Iu. ş. a.

II/ 7 — Conducerea automată a încărcării furnalului de mare capacitate folosind un mijloc de transport pentru aducerea încărcăturii la gura furnalului (R.S.R.) Dabija, D.

II/ 8 — Introducerea calculatorului electronic pentru conducerea procesului din furnalele nr. 5 şi 6 la combinatul „OST" din R.D.G. Kalinovski, V. ş.a.

II/ 9 — Dozarea automată a păcurii la furnalele combinatului „OST" din R.D.G. Kribel, B. ş.a.

II/10 — Sistem de conducere a dozării şarjei şi încărcării unui furnal de 3 200 m^3 folosind calculatorul electronic (R.P.P.) Kotovici, Ia şi Mejva, A.

II/11 — Conducerea automată a regimului termic al furnalului (R.S.C.) Prouza, M.

II/12 — Conducerea producţiei secţiei nr. 2 de elaborare a oţelului din întreprinderea „Vitkovice" prin folosirea tehnicii de calcul (R.S.C.) Brabnik, I. ş.a.

II/13 — Sistemul automatizat de conducere a procesului tehnologic şi a producţiei secţiei de elaborare a oţelului în cuptoare cu două vetre (R.S.C.) Hadamek, L. ş. a.

II/14 — Automatizarea sistemului de conducere a procesului tehnologic al agregatului de topire a oţelului cu 2 băi (U.R.S.S.) Zsaulov, Z. ş.a.

II/15 — Sistem dispecerizat de culegere şi prelucrare a datelor asupra încărcăturii în secţia Martin (R.D.G.) Zeeler, K. şi Kreibih, F.

II/16 — Măsurarea continuă a temperaturii metalului în baia cuptorului Martin (R.D.G.) Kreibih, F.

II/17 — Sistem de conducere a proceselor tehnologice şi a dispecerizării în oţelăriile cu convertizoare ale siderurgiei din R.P.P. Kmak, E. ş.a.

II/18 — Sisteme automatizate de conducere a secţiei de elaborare a oţelului şi a secţiei de laminare la cald de la Combinatul metalurgic din Slovacia de Vest (R.S.C.) Mudri, M. şi Proroc, F.

II/19 — Sistemul de dozare a feroaliajelor la oţelăria cu convertizoare cu oxigen de la C.M. Kremnikovţ (R.P.B.) Ivanov, G. ş. a.

II/20 — Sisteme automatizate de conducere a procesului din convertizorul cu oxigen (U.R.S.S.) Gutner, B. ş.a.

II/21 — Experienţa folosirii calculatorului electronic pentru conducerea şarjelor în convertizoarele cu insuflare prin fund (R.D.G.) Bolbvin, K. ş.a.

II/22 — Controlul şi conducerea elaborării oţelului în convertizor (U.R.S.S.) Mosalov, G.

II/23 — Experimentarea însuşirii noilor mijloace şi sisteme de conducere a şarjelor de convertizor şi a turnării continue a oţelului (U.R.S.S.) Sapir, Ia.

II/24 — Despre conducerea regimului energetic al cuptoarelor de topire a oţelului cu arc electric, de mare productivitate, în perioada topirii (R.D.G.) Esser, F.

II/25 — Modelarea regimului termic al cuptorului de topire a oţelului cu arc electric în vederea egalizării asimetriei termice (R.P.U.) Ciordaş, Z. şi Rais,M.

II/26 — Instalaţie de programare şi control a consumului de energie electrică al cuptorului cu arc electric (R.P.B.) Moghilkov, A. ş.a.

II/27 — Sisteme de reglare şi conducere cu program a cuptoarelor cu arc electric pentru topirea oţelului (R.P.U.) Egri, Ia.

II/28 — Sisteme locale de conducere automată a cuptoarelor electrice în siderurgie (U.R.S.S.) Sedoikin, P. ş.a.

II/29 — Sistem de conducere a cuptoarelor cu arc electric, a cuptoarelor cu vid şi a instalaţiilor de retopire electrică sub zgură (U.R.S.S.) Vinogradov, V. ş.a.

II/30 — Automatizarea proceselor tehnologice de producere a feroaliajelor (U.R.S.S.) Stepaniant, S. ş.a.

II/31 — Sisteme noi de cîntărire şi dozare în siderurgia ungară Liubeţki, K. şi Proţel, K.

II/32 — Sisteme integrate de cîntărire pentru încărcarea furnalului şi a cuptoarelor de elaborare a oţelului (R.P.U.) Mesaroş, L. şi Mallar, L.

II/33 — Mijloace noi de control al temperaturii, al conţinutului de carbon, al oxidării oţelului lichid şi al umidităţii materiei prime folosite în metalurgie (U.R.S.S.) Averin, V. ş.a.

II/34 — Elemente noi în sistemul de prelevare a probelor de gaz pentru analiză la furnal (R.P.U.) Kalman I. ş.a.

II/35 — Mijloace şi sisteme de control al poluării mediului înconjurător în zona întreprinderilor metalurgice (U.R.S.S.) Pintov, A. ş.a.

Secţia a III-a — *Automatizarea în secţiile de laminare şi în industria de ţevi*

III/ 1 — Conducerea cuptoarelor de încălzire ale secţiilor de laminare la cald (U.R.S.S.) Polianovskii, A. ş.a.

III/ 2 — Concepţia de realizare a sistemelor de conducere automatizată a proceselor tehnologice pe baza modulelor tipizate—conducerea încălzirii lingourilor în cuptoarele adînci (R.S.C). Feitis, Ia. ş.a.

III/ 3 — Sistem de conducere operativă a laminorului degrosisor continuu de la uzina metalurgică „Trjinetk" (R.S.C.) Veseli, I.

III/ 4 — Sistem adaptiv, ierarhic, de optimizare a conducerii laminării la cald a benzii (U.R.S.S.) Ciarihov, L. ş.a.

III/ 5 — Optimizarea încărcării laminorului de tablă groasă (R.S.R.) Cristescu, M.

III/ 6 — Sistem integrat de conducere cu calculatoare a proceselor tehnologice şi a producţiei secţiei de laminare la rece a tablelor (R.P.P.) Mahnik, S.

III/ 7 — Complex de maşini automatic pentru secţia de laminare (R.S.C.) Bula, L.

III/ 8 — Sisteme de conducere automată a instalaţiilor moderne de laminare la cald şi la rece a tablei (U.R.S.S.) Drujinin, ş.a.

III/ 9 — Simularea pe calculator a sistemelor de reglare a buclelor la laminorul continuu de bandă lată la cald (R.P.U.) Baus, I. ş.a.

III/10 – Instalaţie de conducere prin acţionare electrică a foarfecelor volante de debitare a metalului, cu program fixat în prealabil, lucrînd cu scheme cu circuite integrate TTL (R.P.B.) Stoianov, B. şi Moghilkov, A.

III/11 – Aparat digital pentru determinarea lungimii tablei la foarfecele de tăiere transversală care lucrează în regim „START-STOP" (R.S.R.) Dîrlă, C.

III/12 – Optimizarea tăierii produselor la un laminor de profile mijlocii (R.P.P.) Grabovski, K. ş.a.

III/13 – Experienţa introducerii şi exploatării sistemului complex de conducere a laminării tablei groase în Polonia. Juranovschi, E. şi Filipcik, V.

III/14 – Sistem de control automat nedistructiv al calităţii tablei groase cu calculator electronic (R.P.P.) Wagner, F. ş.a.

III/15 – Sisteme electronice de cîntărire în secţiile de laminare (R.P.U.) Meşko, A.

III/16 – Regulator de grosime a benzii laminate la rece şi folosirea sa pentru conducerea lucrului laminoarelor reversibile (R.P.P.) Leţ, L.

III/17 – Măsuri de automatizare la ajustaj şi la depozitul de produse finite în secţia de laminare la rece (R.D.G.) Melhoze, V. ş.a.

III/18 – Folosirea tehnicii de calcul pentru conducerea unui laminor continuu de profile mici (R.D.G.) Habek, I a. ş.a.

III/19 – Sistem dispecerizat de control complex al calităţii la un laminor continuu de profile mici (R.D.G.) Kramer, I. ş.a.

III/20 – Aparate şi mijloace de automatizare a producţiei de tablă laminată şi probleme de asigurare a siguranţei în exploatare (U.R.S.S.) Bogacev, A. ş.a.

III/21 – Mijloace şi sisteme de automatizare a laminoarelor de profile şi de sîrmă (U.R.S.S.) Liambah, P. ş.a.

III/22 – Conducerea automatizată a producţiei şi a proceselor tehnologice în secţiile de laminare a profilelor din siderurgia poloneză Kardaşevici şi Mihalski, T.

III/23 – Sisteme automatizate de conducere a proceselor tehnologice în producţia de profile laminate (U.R.S.S.) Timofeev, B. ş. a.

III/24 – Sistem de conducere a laminării ţevilor cu reducerea pierderilor (laminare conică a ţevilor) (R.D.G.) Guliaev, G. ş.a.

III/25 – Instalaţii complet automatizate şi semiautomatizate pentru controlul nedistructiv al laminării şi al ţevilor (U.R.S.S.) Klinev, V. ş.a.

III/26 – Mijloace şi sisteme de control automat şi de conducere a proceselor tehnologice de laminare şi sudare a ţevilor (U.R.S.S.) Liambah, P. ş.a.

III/27 – Proiect de sistem automatizat pentru conducerea producţiei de ţevi (R.S.C.) Kratki, L. şi Şkovor, P.

III/28 – Omogenizarea calităţii ţevilor spirale cu ajutorul calculatoarelor în combinatul metalurgic „Dunfisk" (R.P.U.) Tar, I. şi Mezei, A.

◆

DOCUMENTARE

Un nou cocs de turnătorie

Firma Ruhrkohle AG a investit în anii trecuţi sume importante în domeniul tehnicii de cocserie. Un rezultat al acestor eforturi îl constituie completarea gamei de cocs de turnătorie cu „cocsul de turnătorie-HD". Pe lîngă tipurile existente pe piaţă de cîţiva ani şi anume „cocs special de turnătorie", „cocs de turnătorie" şi „cocs de turnătorie MB", noul tip prezintă rezistenţă şi densitate foarte mari, la conţinuturi reduse de cenuşă şi sulf.

Producţia de cocs de turnătorie a firmei Ruhrkohle AG se cifrează la aproape 0,75 mil.t/an. Produsele firmei se livrează în 51 ţări de pe toate continentele.

(În: *Stahl un Eisen, R.F.G., nr. 15, iulie, 1979, p. 810*)

Reconstrucţia furnalului nr. 1 de la Kashima

Reconstrucţia furnalului nr. 1, cu mărirea volumului interior de la 3 160 pînă la 3 680 m^3 şi a productivităţii de la 6 800 la 8 630 t/zi, a fost executată la uzina din Kashima, Japonia. Furnalul a fost dat în funcţiune în ianuarie 1971, oprit pentru reconstrucţie în septembrie 1976 şi repus în funcţiune, după reconstrucţie, în februarie 1979. Costul reconstrucţiei a fost de 24 mld. yeni.

Firma „Sumitomo Kindzokcs Koghio" preconizează să oprească, la aceeaşi uzină, furnalul nr. 2, cu un volum interior de 4 080 m^3, dat în funcţiune în martie 1973 şi în care, pînă în februarie 1979, s-au elaborat 16 770 mii t fontă, cu un consum mediu de cocs de 477 kg/t de fontă. Cel mai scăzut consum de cocs la acest furnal, 454 kg/t de fontă, a fost realizat în ianuarie 1978. Cea mai mare producţie lunară de fontă, 298 mii t, a fost obţinută în octombrie 1973.

Firma „Sin Nippon Seitetsu" intenţiona să dea în funcţiune în martie 1979 furnalul nr. 1, la uzina din Nagoya, cu un volum interior sporit, în urma reconstrucţiei, de la 2 518 pînă la 4 000 m^3.

În iunie 1979 la uzina firmei „Nippon Kokan" din Ogishima se prevedea darea în exploatare a furnalului nr. 2, cu un volum interior de 4 000 m^3, aflat în stadiu de construcţie. Acest furnal va înlocui furnalul nr. 1 cu un volum interior de 1 831 m^3, la uzina din Mitzue.

(În: *Expressinformaţiia, Cermetinformaţiia, U.R.S.S., nr. 31–I, 1979*)

Licenţă HYL pentru GHH

După firma Kawasaki Heavy Industries, GHH Sterkrade din Oberhausen a obţinut o licenţă de la firma HYL pentru construirea instalaţiilor de reducere directă. Contractul de licenţă va intra în vigoare la data de 1 ianuarie 1980.

Firma HYL a încheiat un acord cu firmele Davy Corp. şi Creusot-Loire Entreprises, ca aceste două întreprinderi constructoare de instalaţii să poată oferi în anumite cazuri instalaţii HYL de producere a buretelui de fier, ca părţi de oţelării integrate, cu includerea unuia dintre cei trei concesionari de licenţe: Pullman Swindell, Kawasaki Heavy Ind. sau GHH.

(În: *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 15, iulie, 1979, p. 810*)

Continuarea proiectului egiptean de construire a celui de-al doilea combinat de oţel

Societăţile NKK şi Kobe Steel din Japonia par hotărîte să continue planul care presupune cooperarea în construirea celui de-al doilea combinat de oţel din Egipt, la El Dekheila, la circa 10 mile de Alexandria. Reprezentantul societăţii NKK, discutînd recent asupra proiectului, s-a arătat optimist în ceea ce priveşte progresele înregistrate de plan la sfîrşitul lunii iulie.

Aplicînd procedeul reducerii directe şi cuptoarele electrice cu arc utilizînd gaz natural furnizat de Abur Quir, la 42 mile depărtare pe Nil, combinatul va intra, probabil, în funcţiune în anul 1981, cu o capacitate de 800 mii t pe an. Energia electrică va fi furnizată de centrala de la barajul Assuan, iar combinatul, utilizînd turnarea continuă, va produce bare şi sîrmă pentru piaţa internă.

Atît World Bank, cît şi guvernul japonez vor acorda credite Egiptului pentru finanţarea proiectului, iar noua capacitate va contribui la reducerea fondurilor mari pe care le investeşte Egiptul în importul de oţel. Societăţile NKK şi Kobe Steel au format un consorţiu pentru realizarea proiectului, în cadrul căruia societatea NKK urmează să asigure asistenţa tehnică, instalaţiile şi echipamentul; totuşi nu s-a stabilit încă sarcina fiecărui partener în cadrul acestui proiect.

(În: *Metal Bulletin, Anglia, nr. 6406, 1979, p. 31*)

Sisteme informatice integrate de conducere a producţiei şi a proceselor tehnologice

Dr. ing. Al. Popescu
Institutul de cercetări metalurgice—Bucureşti

CZ : 65.011 : 681.32

Pe măsura creşterii volumului producţiei şi a complexităţii activităţii desfăşurate în marile unităţi metalurgice, s-a simţit din ce în ce mai puternic necesitatea unor metode şi a unor mijloace care să permită exercitarea mai eficientă a conducerii.

Primul pas important îndreptat spre satisfacerea acestor cerinţe a fost prelucrarea automată a datelor, respectiv a informaţiilor pe baza cărora se poate urmări modul de desfăşurare a procesului de producţie. S-a realizat pe această cale evidenţa clară a informaţiilor, prelucrarea şi transmiterea lor în timp util, într-o formă corespunzătoare pentru luarea deciziilor. S-a trecut apoi la agregarea informaţiilor, pe niveluri de conducere, fiecare conducător primind numai informaţiile de care are nevoie, organizate în funcţie de problemele pe care le are de rezolvat.

Următorul pas, la fel de important, a constat în folosirea modelelor economice şi matematice pentru pregătirea deciziilor. Prin aceasta s-a realizat, de fapt, automatizarea procesului de elaborare a variantelor de decizie. Evident, este vorba de prelucrarea automată a informaţiilor, la nivel superior, cu considerarea unui mare număr de factori determinanţi pentru fundamentarea deciziilor. Sistemul elaborează, pe baza informaţiilor primite şi a modelului economico-matematic utilizat, variante ale deciziilor ce urmează a fi aplicate, cu precizarea avantajelor şi a dezavantajelor pe care acestea le prezintă. Conducătorul analizează fiecare soluţie posibilă şi decide care variantă trebuie să fie aplicată. Un astfel de sistem este cunoscut sub denumirea de sistem informatic pentru conducere [1]–[3].

Treptat, un număr din ce în ce mai mare de activităţi sînt cuprinse în sistemul informatic care devine mult mai complex şi asigură, pe lîngă pregătirea, transmiterea şi controlul îndeplinirii deciziilor, furnizarea turor datelor principale necesare desfăşurării procesului de producţie în secţiile şi compartimentele întreprinderii. Sistemul cuprinde, în principal, următoarele grupe de activităţi :

- planificarea tehnico-economică ;
- pregătirea tehnică a producţiei ;
- programarea, lansarea şi urmărirea producţiei ;
- aprovizionarea tehnico-materială şi desfacerea producţiei ;
- utilizarea forţei de muncă ;
- activitatea financiară şi evidenţa contabilă.

Un astfel de sistem este în fond un *sistem informatic de conducere a producţiei**). El este compus din mai multe subsisteme, bine determinate, care corespund activităţilor citate mai înainte. Principalele obiective ale unui sistem informatic de conducere a producţiei sînt : creşterea gradului de utilizare a agregatelor şi reducerea duratei ciclurilor de fabricaţie, creşterea producţiei şi a productivităţii muncii, reducerea cheltuielilor materiale şi a cheltuielilor indirecte, reducerea personalului administrativ-funcţionăresc, creşterea beneficiilor şi a rentabilităţii.

Cerinţele de creştere a producţiei şi a calităţii produselor, în condiţiile unui consum raţional de materii prime, materiale şi energie, precum şi particularităţile unor procese (intensitate ridicată, viteze de desfăşurare foarte mari, condiţii grele sau periculoase de muncă etc.) au făcut necesară automatizarea agregatelor. Aceasta s-a realizat, de regulă, local, prin mijloace clasice de automatizare.

Corelarea funcţionării elementelor unui agregat, precum şi corelarea funcţionării agregatelor în cadrul unui flux tehnologic, în vederea optimizării desfăşurării acestuia, nu se poate realiza fără culegerea informaţiilor necesare de la fiecare agregat (sau element de agregat) şi prelucrarea lor, pe baza unui model matematic adecvat, în vederea obţinerii semnalelor de referinţă corespunzătoare, necesare pentru comanda instalaţiilor locale de automatizare [4]. Toate aceste operaţii se fac în cadrul unui sistem automatizat specializat, care este de fapt un ***sistem informatic de conducere a proceselor tehnologice.***

Pe o treaptă imediat superioară a dezvoltării conducerii se realizează un schimb permanent de informaţii între sistemul informatic de conducere a producţiei şi sistemul informatic de conducere a proceselor tehnologice, prin care se urmăreşte asigurarea condiţiilor de desfăşurare normală a procesului de producţie în vederea atingerii obiectivelor întreprinderii. În acest caz se poate vorbi de un sistem complex de conducere care cuprinde practic întreaga activitate a întreprinderii.

Treapta superioară a dezvoltării sistemelor de conducere o constituie ***sistemul informa-***

---

*) „Sistem automatizat de conducere", în accepţiunea specialiştilor din domeniul automatizării proceselor.

tic integrat de conducere. Acesta nu rezultă din simpla reunire, într-un sistem complex, a tuturor sistemelor de conducere a activităților întreprinderii și a proceselor tehnologice. Caracterul de sistem integrat se realizează atunci cînd în conducerea activităților întreprinderii se asigură adaptarea comportării tuturor elementelor componente (subsisteme) ale sistemului în sensul satisfacerii obiectivului principal, global, al funcționării întreprinderii [5].

În sistemul informatic integrat de conducere, legăturile între subsisteme sînt de așa natură încît efectele tehnico-economice obținute sînt sensibil mai mari decît suma efectelor care s-ar obține dacă aceste subsisteme ar lucra separat.

Pot fi distinse trei tipuri de sisteme informatice integrate de conducere:

— sisteme informatice integrate de conducere a activităților cu caracter tehnologic, în care sînt incluse, ca elemente componente, subsistemele de conducere a proceselor tehnologice;

— sisteme informatice integrate de conducere a activităților cu caracter economic, care reprezintă de fapt forma superioară de realizare a sistemelor automatizate de conducere a producției;

— sisteme informatice integrate de conducere a întreprinderii (sisteme complexe), în care sînt cuprinse, ca elemente componente, sisteme de tipul 1 și 2.

Sistemele informatice integrate de conducere a activităților cu caracter tehnologic asigură conducerea secțiilor sau a uzinelor care fac parte din întreprinderea metalurgică (aglomerare, furnale, oțelării, laminoare, sectoare energetice etc.). Integrarea este reprezentată în acest caz prin coordonarea funcționării agregatelor, prin corelarea sistemelor de conducere a proceselor tehnologice cu sistemul de conducere operativă a producției. Aceste sisteme generează și informațiile necesare pentru rezolvarea problemelor în cadrul sistemului automatizat de conducere a activităților cu caracter economic.

Sistemul informatic integrat de conducere a activităților cu caracter economic este o componentă de bază a sistemului complex de conducere a întreprinderii. El generează informațiile necesare pentru soluționarea problemelor organizatorice, tehnologice și economice, precum și informațiile necesare pentru sistemul informatic integrat de conducere a întreprinderii.

Sistemul informatic integrat de conducere a întreprinderii asigură conducerea acesteia pe baza informațiilor de natură organizatorică, tehnologică și economică, prelucrate centralizat după criterii tehnologice, organizatorice și tehnico-economice date, care definesc caracteristicile cantitative și calitative ale produselor, caracteristicile calitative ale stării obiectelor conduse, caracteristicile cantitative ale resurselor repartizate în sistem etc. Sistemul informatic integrat de conducere generează informații pentru legătura cu alte sisteme, exterioare sistemului întreprinderii.

Evident, realizarea practică a sistemelor informatice integrate de conducere poate fi etapizată. La început, sistemul poate efectua cîteva funcții de conducere și apoi, pe măsura dezvoltării sistemului, alte funcții pînă la realizarea sa completă. Ceea ce caracterizează însă această dezvoltare este faptul că la fiecare etapă se asigură atît la nivel de model, cît și la nivel de tehnică de calcul coordonarea funcționării tuturor elementelor care trebuie să compună sistemul integrat, în sensul atingerii obiectivului principal, global, al întreprinderii.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * *Elaborarea și avizarea proiectelor de sisteme informatice pentru intreprinderi și alte unități economice — Indicații metodologice ale Institutului central pentru conducere și informatică.* București, 1978.

[2] Constantinescu, P. și Negoiță, C.V. *Sistemele informatice, modele ale conducerii și sistemelor conduse.* București, Ed. tehnică, 1975.

[3] Hidoș, C. *Analiza și proiectarea circuitelor informaționale in unitățile economice.* București, Ed. tehnică, 1976.

[4] Lee, T. H., Adams, G.E. și Gaines, W.M. *Computer Process Control: Modeling and Optimization.* New York, John Wiley and Sons, 1968.

[5] Kopelovici, A.P., Kozmin, Iu. N. și Ciuhmin, V.N.*Integrațiia kak effektivnoe napravlenie razvitia ASU predpriiatiiami cernoi metallurghii.* Comunicare prezentată la A VI-a Conferință internațională C.A.E.R. pentru automatizarea proceselor de producție și a conducerii in siderurgie. Budapesta, martie, 1979.

Aspecte metodologice privind utilizarea limbajului LDS la proiectarea asistată de calculator a sistemelor informatice

Ec. A. Toia,
mat. Cornelia Toţia,
ec. Rodica Selescu şi
ec. V. Cîrstea
Institutul de cercetări metalurgice–Bucureşti

CZ: 62.001.13 : 65.012.45

În condiţiile actuale în care se pune problema elaborării unor proiecte pentru sisteme informatice cu grad ridicat de complexitate, proiecte care implică analiza, prelucrarea şi gestionarea unor volume mari de informaţii, dezvoltarea activităţilor de automatizare a asistenţei oferite proiectantului de sisteme informatice, ca modalitate de creştere a eficienţei activităţii de proiectare prin reducerea duratei şi costului proiectului şi îmbunătăţirea – pe această cale – a raportului cost/performanţă, capătă o deosebită importanţă practică.

Pe această linie se înscrie limbajul LDS elaborat de I.C.I. [1]

Prezentarea limbajului LDS

LDS este un limbaj de definire a sistemelor de prelucrare a datelor*) independent de mijloacele de prelucrare utilizate în cadrul sistemului respectiv (manuale, mecanizate sau automatizate), realizîndu-se astfel o creştere a randamentului în activitatea de proiectare, în paralel cu posibilitatea abordării unor sisteme din ce în ce mai complexe. Proiectarea asistată de calculator aduce şi o schimbare a modului actual de analiză, fiind o metodă evoluată de definire a unui sistem informatic (denumit în continuare SI).

În cursul procesului de realizare a SI, limbajul LDS poate fi utilizat după cum urmează:

– *la descrierea sistemului existent*, LDS poate constitui un instrument de analiză, pentru punerea în evidenţă a unor informaţii redondante, pentru standardizarea unor proceduri existente, pentru raţionalizarea fluxurilor informaţionale etc.; de asemenea poate fi utilizat pentru constituirea unei baze documentare a sistemului existent, în vederea întreţinerii acestuia sau proiectării unui nou sistem;

– *la descrierea noului sistem proiectat*, prin definirea cerinţelor informaţionale pe care acesta trebuie să le satisfacă, LDS asigură obţinerea unei imagini clare şi precise a noului sistem, constituind o bază pentru etapa de proiectare tehnică sau pentru dezvoltările ulterioare.

Indiferent de tipul SI proiectat, există anumite componente comune ce trebuie avute în vedere la definirea acestuia, şi anume:

– mediul în care funcţionează sistemul de producţie real reprezintă acea parte a mediului înconjurător care interacţionează direct cu sistemul, furnizînd informaţiile de intrare în sistem şi primind informaţii de ieşire din sistem;

– sistemul informatic propriu-zis asigură prelucrarea informaţiilor de intrare în scopul obţinerii informaţiilor necesare funcţionării sistemului real analizat (denumit în continuare SRP), precum şi a informaţiilor de ieşire ale acestuia.

În vederea stabilirii unor soluţii tehnice, aceste componente trebuie analizate şi descrise pînă la nivel de detaliu. În acest scop componentele de mai sus vor fi descompuse în elemente din ce în ce mai mici, numite „obiecte", şi anume:

– INTERFEŢE – obiecte situate în afara sistemului care furnizează sau/şi utilizează informaţii din sistem;

– ÎNTRĂRI/IEŞIRI – colecţii de informaţii furnizate de/primite de la obiecte din afara sistemului;

– ENTITĂŢI – colecţii de date obţinute şi prelucrate în cadrul sistemului;

– SETURI – grupări de colecţii de date de tip INTRARE/IEŞIRE/ENTITATE/GRUP;

– GRUPURI – ELEMENTE – colecţii restrînse de informaţii tip, componente ale INTRĂRILOR, IEŞIRILOR şi ENTITĂŢILOR;

– PROCEDURI – ansamblu de prelucrări (operaţii) ale colecţiilor de informaţii menţionate;

– RELAŢII-CONDIŢII-EVENIMENTE-caracteristici ale funcţionării dinamice a sistemului;

– PARAMETRI-INTERVALE – caracteristici dimensionale ale sistemului.

Descrierea SI în LDS se bazează pe un model de sistem conceput ca o mulţime de „obiecte" ale sistemului, relaţii între aceste obiecte şi proprietăţi ale obiectelor.

Utilizarea limbajului LDS la proiectarea SI

Aspectele metodologice şi concluziile prezentate în continuare au rezultat din experienţa utilizării limbajului LDS la proiectarea sistemului informatic al unei unități de microproducție.

---

*) Limbajul foloseşte 13 tipuri de obiecte şi un număr de circa 80 cuvinte rezervate pentru descrierea sistemelor informatice, notate în lucrare cu majuscule.

Este cunoscut faptul că deși fiecare întreprindere este un caz particular, toate SRP au anumite caracteristici comune, a căror stabilire, cunoaștere și înțelegere permit aprofundarea funcțiunilor acestora și a mecanismelor de reglare specifice.

Astfel, oricare ar fi întreprinderea considerată, funcționarea ei în vederea atingerii scopului general al acesteia, crearea de bunuri materiale, este posibilă ca urmare a faptului că posedă un număr de funcțiuni, care fiecare în parte și în ansamblul lor îi dau posibilitatea să acționeze și să reacționeze pentru a influența sau pentru a se adapta la orice schimbări intervenite atît în interior, cît și în mediu.

Funcțiunile de bază general acceptate sînt următoarele: cercetare-dezvoltare; planificare; producție; aprovizionare-desfacere; financiar-contabil; personal.

Această imagine simplă a întreprinderii este avantajoasă în faza de început a eforturilor de analiză, întrucît dă posibilitatea stabilirii unei legături între funcțiuni și structura întreprinderii (metoda de analiză „top-down"). Nu se poate stabili o ordine a importanței acestor funcțiuni, întrucît acestea se manifestă concomitent și intercorelat.

O funcțiune a întreprinderii reprezintă o însușire a acesteia, deci un potențial [2]; manifestarea ei practică se realizează prin activități; activitatea este un ansamblu de prelucrări cu un anumit grad de omogenitate, care se desfășoară după un anumit procedeu, în vederea realizării unui obiectiv derivat din obiectivul general al întreprinderii. Printr-o activitate se pot manifesta mai multe funcțiuni.

Împărțirea activităților în subactivități trebuie făcută în scopul creșterii posibilităților de identificare a schimbărilor necesare îmbunătățirii eficienței sistemului. Limita pînă la care se continuă împărțirea activităților este determinată de nivelul pînă la care se poate analiza, în fiecare caz în parte.

Utilizarea limbajului LDS la proiectarea SI impune abordarea modulară a SRP, reprezentînd unități economice existente sau nou proiectate, fapt ce se realizează prin:

— identificarea funcțiunilor SRP;

— descompunerea funcțiunilor în activități componente;

— stabilirea informațiilor necesare funcționării SRP;

— descrierea granițelor și a structurii definiționale a SI;

— descrierea dinamicii prelucrărilor SI în corelație cu particularitățile de funcționare ale SRP;

— descrierea structurii logice a prelucrărilor și a datelor;

— descrierea dimensională a SI.

Pentru o definire riguroasă și completă a SI în acest context, trebuie puse în evidență și descrise cu ajutorul „obiectelor" — LDS, următoarele aspecte:

Granițele SI. Un pas important în definirea unui sistem îl constituie identificarea și descrierea granițelor sistemului, precum și a fluxului de INTRĂRI/IEȘIRI în/din sistem. Acest fapt dimensionează și delimitează problema în spațiu și relațiile sistemului cu mediul.

Granițele sistemului se definesc prin stabilirea obiectelor de tip INTERFAȚĂ, deci a acelor obiecte ce nu aparțin sistemului*) și a acelor obiecte de tip PROCEDURĂ (ce aparțin sistemului), prin care se realizează legătura sistemului cu mediul.

Legătura este descrisă prin relațiile PRIMEȘTE/FURNIZEAZĂ și se materializează prin obiecte de tip INTRARE/IEȘIRE.

În acest nivel de analiză, INTRĂRILE și IEȘIRILE conțin totalitatea informațiilor care circulă pe fluxul informațional dintre INTERFEȚE și SI.

Sistemul PRIMEȘTE INTRĂRILE, respectiv FURNIZEAZĂ IEȘIRILE prin obiecte de tip PROCEDURĂ elementară, care asigură conversia din formatul extern în formatul intern al SI, compatibil cu prelucrările ulterioare și invers.

Structura SI. Descrierea sistemului din punct de vedere al structurii acestuia se poate face după metoda „top-down" (prin descompunerea unui obiect în obiecte de același tip pe măsura aprofundării analizei), dar și după metoda „bottom-up" (prin compunerea unui obiect de nivel superior din obiectele de același tip de pe nivelurile inferioare).

La descrierea sistemului trebuie puse în evidență următoarele clase de structuri:

— structuri definiționale — se obțin prin descrierea sistemului pe diverse niveluri funcționale și corelarea descrierii dintre două niveluri succesive; acestea rezultă ca urmare a facilităților oferite de LDS analistului de a utiliza abordarea „top-down" sau „bottom-up" a SI. Structurile definiționale sînt structuri omogene de tip arborescent.

Pentru stabilirea structurilor definiționale s-a utilizat următorul algoritm de analiză:

— stabilirea structurii funcționale a SRP, prin metoda „top-down" (respectiv descompunerea funcţiunilor întreprinderii în activităţi, subactivităţi ş.a.m.d.);

---

*) Spre deosebire de LDS care consideră INTERFAȚA ca un obiect situat *pe granița* sistemului de prelucrare, plasarea INTERFEȚEI *în afara granițelor sistemului* derivă din concepția de analiză utilizată, potrivit căreia granițele SI sînt *aceleași* cu cele ale SRP.

— stabilirea structurii definiţionale a SI prin metoda „top-down" sau „bottom-up" (respectiv definirea obiectelor de tip INTRARE, IEŞIRE, PROCEDURĂ, pe fiecare nivel).

În funcţie de metoda de analiză utilizată, structurile definiţionale se descriu prin relaţiile CONŢINE/APARŢINE.

— structuri logice — rezultă din descrierea relaţiilor logice dintre obiecte; structurile logice sînt structuri neomogene de tip reţea; utilizarea lor începe odată cu descrierea obiectelor de pe ultimul nivel al structurilor definiţionale şi se face cu ajutorul relaţiilor de tip COMPUSĂ DIN/COMPONENT AL.

Descrierea structurii SI implică descrierea următoarelor obiecte:

— INTRARE — ca obiect al sistemului produs în mediu dar utilizat în sistem, care poate fi treptat descompus în alte obiecte de acelaşi tip, ca urmare a definirii iterative a sistemului. La obiectele de tip INTRARE se poate pune în evidenţă o structură definiţională, deci structurarea INTRĂRILOR trebuie să urmărească descompunerea SRP în funcţiuni, activităţi, subactivităţi, astfel ca pe ultimul nivel de structură definiţională să fie o INTRARE ce nu mai poate fi descompusă în alte obiecte de tip INTRARE.

— IEŞIRE — ca obiect al sistemului produs în sistem dar destinat utilizării în mediu, care poate fi descompus treptat în alte obiecte de acelaşi tip, ca urmare a definirii iterative a sistemului ce conţine toate informaţiile rezultate din prelucrările specifice funcţiunilor SRP în vederea menţinerii legăturii sistemului cu mediul. La obiectul de tip IEŞIRE se poate pune în evidenţă o structură definiţională conform descompunerii SRP în funcţiuni, activităţi, subactivităţi, astfel ca pe ultimul nivel să fie o IEŞIRE ce nu poate fi descompusă în alte obiecte de tip IEŞIRE.

— PROCEDURĂ — ca obiect al sistemului care poate fi treptat descompus în alte obiecte de acelaşi tip, ca urmare a definirii iterative a sistemului, reprezentînd operaţii de prelucrare a informaţiilor din sistem. PROCEDURA exprimă funcţiunile SRP şi activităţile componente ale acestora, precum şi activităţile legate de funcţionarea SI.

În timp ce pentru celelalte obiecte utilizate la descrierea structurii sistemului se pun în evidenţă numai structurile definiţionale, la obiectele de tip PROCEDURĂ trebuie evidenţiate ambele clase de structuri şi anume:

— structura definiţională, ce exprimă funcţiunile SRP şi descompunerea lor în activităţi şi subactivităţi, astfel ca pe ultimul nivel să fie o PROCEDURĂ elementară (ce nu mai poate fi descompusă în alte obiecte de tip PROCEDURĂ). Fiecare nivel de structură definiţională a PROCEDURILOR UTILIZEAZĂ/OBŢINE informaţiile conţinute în nivelul corespunzător de structură definiţională a INTRĂRILOR/IEŞIRILOR;

— structura logică, ce exprimă legăturile între PROCEDURILE de pe ultimul nivel de structură definiţională şi prefigurează structura modulară a programelor. Aceste structuri sînt omogene de tip reţea şi se descriu prin relaţiile FOLOSEŞTE/FOLOSITĂ.

Din punct de vedere al modului de prelucrare, PROCEDURILE sînt:

— manuale — de colectare a datelor, de emitere a documentelor, de completare a documentelor de conversie, de pregătire a datelor pentru procedurile automate de luare a unor decizii etc.;

— automate — care corespund programelor şi modulelor de programe, în faza de proiect tehnic.

Este foarte important ca numărul de niveluri de structură definiţională a prelucrărilor să fie în concordanţă cu cel al datelor.

Structura datelor. Descrierea SI din punct de vedere al structurii datelor reprezintă de fapt identificarea şi descrierea structurilor logice pentru obiectele ce reprezintă colecţii de date interne ale sistemului (ENTITĂŢI) sau de pe ultimul nivel de structură definiţională al acestuia.

Obiectele utilizate la descrierea datelor sînt următoarele:

— INTRĂRI/IEŞIRI — situate pe ultimul nivel de structură definiţională, grupează datele reprezentînd documentele fizice, mesajele, suporţii tehnici etc., care intră/ies pe un flux informaţional ce asigură legătura sistemului cu mediul; descompunerea lor în GRUPURI şi ELEMENTE se face pe baza identificării structurilor logice din colecţiile de date respective pe criterii funcţionale şi temporale. În scopul facilitării accesului la componentele informaţionale ale INTRĂRILOR/IEŞIRILOR se admite identificarea acestora în mod unic printr-un GRUP sau ELEMENT caracteristic (care, în cazul cînd informaţiile se află pe suporţi magnetici, reprezintă cheia de acces).

— ENTITATE — ca o colecţie de date menţinută în interiorul sistemului, produsă şi întreţinută pe baza datelor din INTRĂRI în scopul utilizării lor atît la obţinerea IEŞIRILOR, cît şi a altor informaţii necesare funcţionării SI, utilizată pentru descrierea categoriilor de informaţii ce caracterizează componentele dinamice ale SRP.

Unităţile mai mici de informaţii descrise prin obiecte de tip GRUP şi ELEMENT se grupează în ENTITĂŢI în funcţie de apartenenţa lor la categorii de informaţii caracteristice componentelor SRP, utilizate la diverse niveluri şi în diferite momente ale prelucrărilor ce au loc în SI. ENTITĂȚILE și legăturile dintre acestea (descrise prin obiecte de tip RELAȚIE) prefigurează, în faza de proiectare tehnică, fișierele înlănțuite sau baza de date. În scopul facilitării accesului la componentele informaționale ale ENTITĂȚILOR se admite identificarea în mod unic, a acestora, printr-un GRUP sau ELEMENT caracteristic (care în faza de proiectare tehnică vor constitui cheia de acces).

— GRUP — ca obiect utilizat, actualizat sau produs în cursul procesului de prelucrare a datelor; este compus din mai multe ELEMENTE sau GRUPURI. GRUPUL definește un document al SRP, indiferent că acesta face parte din INTRĂRI, IEȘIRI sau este numai cu circulație internă. Este indicat ca toate documentele ce circulă între două compartimente funcționale ale întreprinderii, și au același conținut informațional, să fie descrise împreună prin obiecte de tip SET.

— ELEMENT — ca obiect ce descrie o unitate de informație ce nu mai poate fi descompusă, este utilizat pentru descrierea structurii datelor și poate lua valori diferite în realizările acestora.

Pentru ELEMENTE se pot defini proprietăți ca „lungimea", „formatul "etc., cu ajutorul relației ATRIBUITE.

Caracteristici ale funcționării dinamice a SI. Pentru o descriere completă a SI trebuie avut în vedere și modul de desfășurare în timp a proceselor de prelucrare, respectiv o descriere a dinamicii acestora. Modul de descriere în LDS a desfășurării dinamice a prelucrărilor este echivalent cu elaborarea schemelor funcționale ale SI în proiectarea clasică.

Obiectele implicate în descrierea acestui aspect sînt:

— CONDIȚIE — ca obiect care în funcție de starea (valoarea logică) în care se află (adevărată sau falsă) produce un anumit eveniment. Acest tip de obiect are sens numai în corelație cu evenimentul pe care-l determină.

— EVENIMENT — ca obiect care exprimă o anumită situație produsă în interiorul sau exteriorul SI și care declanșează o anumită acțiune ce se descrie printr-unul din obiectele de tip INTRARE, IEȘIRE, PROCEDURĂ.

Descrierea EVENIMENTELOR reprezintă stabilirea momentelor de PRIMIRE a INTRĂRILOR, de FURNIZARE A IEȘIRILOR, de activare a PROCEDURILOR în legătură cu realizarea stării CONDIȚIEI ce determină declanșarea EVENIMENTULUI respectiv.

Cuplul CONDIȚIE-EVENIMENT exprimă blocurile decizionale din schemele de flux, indiferent de nivelul la care s-a ajuns cu analiza. Astfel, se pot pune în evidență obiecte CONDIȚIE-EVENIMENT și pe nivelurile superioare ale structurii definiționale ale SI, reprezentînd cazurile în care este necesară desfășurarea unei anumite activități, subactivități sau primirea unei INTRĂRI, respectiv furnizarea unei IEȘIRI. Pe măsura descrierii iterative a sistemului, cuplul CONDIȚIE-EVENIMENT se poate detalia pînă cînd acțiunile determinate de acesta se află pe ultimul nivel al structurii definiționale.

Caracteristici dimensionale ale SI. O serie de informații cu privire la volumul prelucrărilor și al datelor prelucrate permite o evaluare globală a timpilor de prelucrare și a volumului de memorie necesară stocării datelor, extrem de necesară pentru etapa de proiectare tehnică.

Aceste informații sînt puse în evidență în LDS cu ajutorul a două obiecte specifice descrierii dimensiunilor sistemului, și anume:

— PARAMETRU — ca obiect avînd o anumită valoare numerică, utilizat în descrierea dimensiunilor (volumului) altor obiecte ce definesc colecții de date și anume: SET, ENTITATE.

De asemenea PARAMETRUL se utilizează și la descrierea structurii logice a obiectelor de tip INTRARE, IEȘIRE aflate pe ultimul nivel de structură definițională, sau a obiectelor de tip ENTITATE, pentru a pune în evidență numărul de repetiții al unui GRUP sau ELEMENT component.

Un PARAMETRU poate avea o singură valoare, un interval de variație sau o listă de valori, în raport cu colecția pe care o caracterizează și poate descrie una sau mai multe colecții de date ce au aceleași caracteristici dimensionale.

Volumul prelucrărilor însă nu poate fi descris numai cu un parametru cantitativ; este necesară și o caracteristică temporală.

— INTERVAL — ca obiect ce exprimă o unitate de timp.

Cuplul PARAMETRU-INTERVAL reprezintă FRECVENȚA de realizare a obiectului caracterizat și anume: INTRARE, IEȘIRE, PROCEDURĂ, EVENIMENT ,indiferent de nivelul de structură definițională pe care se află acesta. În scopul asigurării unei documentații cît mai complete a SI pentru faza de proiectare tehnică, o serie de caracteristici ale sistemului ce nu pot fi descrise prin obiectele și relațiile tip ale LDS, expuse pînă acum, pot fi prezentate cu ajutorul relației DESCRIERE, sub forma unui comentariu atașat oricărui tip de obiect.

Concluzii

În vederea întocmirii unei documentații care să vină cît mai mult în sprijinul activității de analiză și proiectare pe măsura dezvoltării sistemului, se impun anumite condiții de utilizare a limbajului LDS:

— denumirea obiectelor să conțină în măsură cît mai reprezentativă informațiile componente, în vederea identificării lor rapide;

— codificarea obiectelor din punct de vedere al documentaţiei sistemului (realizată pe baza unei concepţii de codificare stabilită în prealabil la nivelul SRP) trebuie transpusă în relaţia DESCRIERE ;

— este indicat ca denumirea obiectelor de tip PROCEDURĂ, care exprimă funcţiuni, să poarte numele acestora, iar în cazul în care exprimă activităţi, subactivităţi, lucrări, denumirea dată să fie predicativă, în vederea diferenţierii prelucrărilor de obiectele ce descriu alte aspecte ale SI ;

— pe măsura descrierii sistemului să se verifice logic fluxul şi structura prelucrărilor în corelaţie cu fluxul şi structura datelor ;

— legătura între obiectele sistemului să se descrie întotdeauna printr-o relaţie directă (relaţia complementară se generează automat), întrucît acest fapt conduce la o simplificare a descrierii obiectelor de pe nivelurile inferioare ale structurii SI ;

— este necesar ca modul de analiză ales „top-down" sau „bottom-up" să fie consecvent pînă la terminarea proiectului, în vederea micşorării posibilităţilor de apariţie a erorilor datorate necorelării descrierii structurii definiţionale a sistemului cu cea a datelor.

Avînd în vedere că toate unităţile economice au un număr de caracteristici comune, structura definiţională a SI poate fi tipizată pînă la un anumit nivel, care variază în raport cu particularităţile SRP, respectiv şi cu influenţa lor asupra prelucrărilor şi a informaţiilor necesare.

Performanţele activităţii de proiectare ce decurg din utilizarea limbajului LDS se referă la :

— reducerea timpului necesar la realizarea proiectelor de SI prin elaborarea proiectelor tip ;

— reducerea posibilităţilor de apariţie a erorilor prin abordarea modulară a SRP ;

— proiectarea SI pentru SRP cu complexitate ridicată ;

— elaborarea automată a documentaţiei de proiectare şi păstrarea acesteia într-o bază de date ce este gestionată cu ajutorul pachetului de programe ADES ;

— dezvoltarea SI pe măsura descrierii iterative a SRP.

Pe linia automatizării asistenţei oferite utilizatorului, limbajul LDS reprezintă un instrument de lucru eficace în toate etapele activităţii de proiectare şi realizare a sistemelor informatice, impunînd un alt mod de abordare a sistemelor reale de producţie şi constituie — prin aceasta — o nouă metodă de lucru care reprezintă un salt calitativ în activitatea proiectanţilor de sistem.

BIBLIOGRAFIE

[1] ** * *I.C.I. — LDS Manual de utilizare* (versiunea 1), 1976.

[2] Faur, I. şi Bogdan, J.M. *Analiza sistemelor de producţie-AMC*. Vol. 23 şi 24, 1976.

Model matematic și algoritm pentru determinarea claselor disjuncte într-o matrice tehnologică

Mat. S. Crăciunaș și
ec. A. Toia
Institutul de cercetări metalurgice—București

CZ : 65.012.4 : 338.45 : 681.32

În aplicațiile de programare a producției, un rol important îl are stabilirea ordinii de lansare a produselor, ordine determinată prin aplicarea unor algoritmi de ordonanțare.

Evident timpul de calculator și necesarul de memorie cresc odată cu numărul produselor (comenzilor), așadar abordarea întregii probleme poate deveni prohibită. De aici rezultă necesitatea împărțirii acestei mulțimi de produse în clase astfel constituite încît ordonanțarea independentă a fiecărei clase să nu influențeze soluția de programare decît prin reducerea timpului de calculator și a necesarului de memorie.

În continuare pentru o comandă sau un produs se va folosi cuvîntul reper și se va nota cu R mulțimea tuturor reperelor ce urmează a fi împărțite în clase. Reperele unei clase se vor numi repere echivalente.

Separarea reperelor în clase disjuncte se face după criterii tehnologice, într-o clasă fiind cuprinse toate reperele a căror programare poate influența direct sau indirect programarea celorlalte repere din cadrul aceleiași clase.

Astfel, dacă reperele r_1, r_2 pot fi prelucrate (la anumite operații) pe utilajele u_1, u_2, respectiv pe utilajele u_3, u_4 ,atunci cele două repere vor aparține unor clase diferite. Dacă însă în mulțimea reperelor mai există un reper r_3, a cărui prelucrare se poate face pe utilaje aparținînd atît mulțimii de utilaje corespunzătoare lui r_1, cît și lui r_2, de exemplu pe u_1 și u_3, atunci toate cele trei repere vor aparține unei clase.

Scopurile acestei lucrări sînt crearea unui model matematic care să încadreze această problemă și stabilirea unor proprietăți care să genereze un algoritm de calcul.

Fie $R = \{r_i;\ i = 1,2,\ldots,n\}$ mulțimea reperelor și U mulțimea utilajelor dată prin $U = \{u_j;\ j = 1,2,\ldots,m\}$.

Dacă reperul r_i se poate prelucra pe utilajul u_j, se spune că reperul r_i este compatibil cu utilajul u_j.

DEFINIȚII. Două repere r_i, r_i se numesc legate dacă sînt compatibile cu un același utilaj.

Două repere r_i, r_i se numesc conexe dacă există p repere $r_{k_1}, \ldots, r_{k_p}$, astfel că fiecare din perechile :

$$(r_i, r_{k_1}),\ (r_{k_1}, r_{k_2}), \ldots, (r_{k_p}, r_i)$$

să fie legate.

REMARCĂ. Evident orice pereche de repere legate sînt și conexe.

PROPOZIȚIE. Relația de conexiune definită mai sus și notată „$\sim$" este o relație de echivalență în R.

Într-adevăr se verifică ușor că :

a) $r_i \sim r_i$ (reflexivitatea) ;

b) $r_i \sim r_j \Rightarrow r_j \sim r_i$ (simetria) ;

c) $r_i \sim r_j$ și $r_j \sim r_k \Rightarrow r_i \sim r_k$ (tranzitivitatea).

Relația mai sus definită fiind o relație de echivalență în R, împarte R în clase de echivalență. Aceste clase de echivalență satisfac problema pusă de noi deoarece, în cadrul unei clase, ordinea de lansare în fabricație a două repere influențează soluția de programare, iar pentru repere din clase diferite, soluția de programare nu este influențată de ordinea de tratare a claselor, deci a reperelor.

Se știe că pentru a construi clasele de echivalență ale unei mulțimi finite față de o relație de echivalență dată este necesar și suficient să se determine o familie de submulțimi $\{C_i\}$, $C_i \subset R$, cu proprietățile :

d) pentru orice $r \in R$ există C_i cu $r \in C_i$ (fiecare reper aparține cel puțin unei clase) ;

e) $C_i \cap C_j = \emptyset$ pentru orice i, j cu $i \neq j$; (fiecare reper aparține cel mult unei clase) ;

f) pentru orice C_i și r_{pi}, r_{qi} din C_i $r_{pi} \sim r_{qi}$ (o clasă e formată numai din repere echivalente între ele).

DEFINIȚIE. O matrice $A = (a_{ij})_{nxm}$ este o matrice tehnologică asociată mulțimilor R și U, dacă elementele sale au proprietățile :

g) $a_{ij} = \begin{cases} 0 \\ \text{sau} \\ 1 \end{cases}$ independent de i și j ;

h) $\sum\limits_{j=1}^{m} a_{ij} \geqslant 1$ pentru $i = 1,2,\ldots,n$;

i) $\sum\limits_{i=1}^{n} a_{ij} \geqslant 1$ pentru $j = 1,2,\ldots,m$.

Dacă coloana j corespunde utilajului u_j, iar linia i corespunde reperului r_i, atunci a_{ij} este 0 sau 1 după cum reperul r_i este sau nu compatibil cu utilajul u_j. Inegalitatea h) exprimă faptul că orice reper se poate prelucra pe cel puțin un utilaj, iar inegalitatea i), faptul că orice utilaj poate prelucra cel puțin un reper.

OBSERVAŢII. Se va considera ca aprţinînd unei coloane j numai acele repere r_i pentru care $a_{ij} = 1$.

Toate reperele aparţinînd unei coloane j sînt legate, deoarece sînt compatibile cu un acelaşi utilaj u_j.

Două repere aparţinînd coloanelor j_1, j_2 sînt conexe dacă există un reper r_i aparţinînd ambelor coloane, adică $a_{ij_1} = a_{ij_2} = 1$ sau $a_{ij_1} + a_{ij_2} = 2$. Se spune că coloanele j_1 şi j_2 au intersecţia nevidă.

Dacă $a_{ij_1} + a_{ij_2} < 2$, coloanele j_1, j_2 sînt disjuncte.

Modelul matematic este justificat de următoarea teoremă.

TEOREMA. Într-o matrice tehnologică $A = (a_{ij})_{nxm}$, coloanele verifică condiţiile d), e), f), dacă şi numai dacă:

$$\sum_{i=1}^{n} \sum_{j=1}^{m} a_{ij} = n$$

unde n este numărul de repere.

Demonstraţie. Se va arăta mai întîi implicaţia directă.

Se presupune că A este o matrice tehnologică ale cărei coloane verifică condiţiile d), e), f). Din definiţia unei matrice tehnologice, condiţia h), rezultă că:

$$\sum_{j=1}^{m} a_{ij} \geqslant 1,\ i = 1, 2, \ldots, n$$

deci însumînd şi după i, se obţine inegalitatea:

$$\sum_{i=1}^{n} \sum_{j=1}^{m} a_{ij} \geqslant n.$$

Se presupune că inegalitatea precedentă este strictă. Fiind n linii în matricea A, există cel puţin o linie i_0 pentru care $\sum_{j=1}^{m} a_{ij} > 1$.

Deci se pot găsi j_1, j_2 diferiţi, cu $a_{i_0 j_1} = a_{i_0 j_2} = 1$. De aici rezultă că coloanele C_{j_1}, C_{j_2} nu sînt disjuncte, fapt ce contravine condiţiei e). Ca atare nu poate rezulta decît relaţia:

$$\sum_{i=1}^{n} \sum_{j=1}^{m} a_{ij} = n$$

Se va da în continuare implicaţia inversă. Se presupune că $A = (a_{ij})_{nxm}$ este o matrice tehnologică ale cărei elemente verifică egalitatea:

$$\sum_{i=1}^{n} \sum_{j=1}^{m} a_{ij} = n.$$

Se va arăta că coloanele C_i ale matricei A satisfac condiţiile d), e), f). Fie r_i arbitrar ales în mulţimea R. Din definiţia unei matrice tehnologice, condiţia h), $\sum_{j=1}^{m} a_{ij} \geqslant 1$, deci există cel puţin un j cu $a_{ij} = 1$ sau, altfel spus, reperul r_i aparţine cel puţin unei coloane, deci condiţia d).

Se presupune că ar exista două coloane j_1, j_2 cu $C_{j_1} \cap C_{j_2} \neq \varnothing$. Prin urmare există un i_0, pentru care $a_{i_0 j_1} + a_{i_0 j_2} = 2$, deci, însumînd toate elementele liniei i_0, se obţine:

$$\sum_{j=1}^{m} a_{i_0 j} \geqslant 2$$

Însumînd în continuare şi după i, rezultă că:

$$\sum_{i=1}^{n} \sum_{j=1}^{m} a_{ij} \geqslant n + 1$$

fapt ce contrazice ipoteza. Deci orice reper aparţine cel mult unei coloane, adică condiţia e).

În sfîrşit, condiţia f) este imediată, deoarece toate reperele aparţinînd unei coloane sînt compatibile cu un acelaşi utilaj, deci sînt legate, adică conexe. Drept urmare o coloană este formată numai din repere echivalente, deci condiţia f).

DEFINIŢIE. Prin reuniunea a două coloane într-o matrice tehnologică se înţelege înlocuirea celor două coloane cu o coloană ale cărei elemente se calculează prin operaţia, notată $\dotplus$, definită prin:

$$0 \dotplus 0 = 0$$

$$0 \dotplus 1 = 1 \dotplus 0 = 1$$

$$1 \dotplus 1 = 1$$

MODELUL MATEMATIC. Fiind dată o matrice tehnologică $A = (a_{ij})_{nxm}$, să se determine prin reuniunea de coloane nedisjuncte o matrice $A' = (a'_{ij})_{nxm'}$, ale cărei elemente să verifice egalitatea:

$$\sum_{i=1}^{n} \sum_{j=1}^{m'} a'_{ij} = n$$

Algoritmul de rezolvare se bazează pe următoarea teoremă.

TEOREMA. Fie $A = (a_{ij})_{nxm}$ o matrice tehnologică şi $A' = (a'_{ij})_{nx(m-1)}$, rezultată prin înlocuirea a două coloane nedisjuncte prin reuniunea lor. Dacă:

$$\sum_{i=1}^{n} \sum_{j=1}^{m} a_{ij} = N,$$

atunci:

$$\sum_{i=1}^{n} \sum_{j=1}^{m-1} a'_{ij} \leqslant N - 1.$$

Fie două coloane C_{j_1}, C_{j_2} cu intersecţia nevidă. Deci există i_0 cu $a_{i_0 j_1} = a_{i_0 j_2} = 1$. Se scrie:

$$\sum_{i=1}^{n} \sum_{j=1}^{m} a_{ij} = \sum_{\substack{i=1 \\ i \neq i_0}} \sum_{\substack{j=1 \\ j \neq j_1 \\ j \neq j_2}} a_{ij} + \sum_{\substack{i=1 \\ i \neq i_0}} (a_{ij_1} + a_{ij_2}) + \sum_{\substack{j=1 \\ j \neq j_1 \\ j \neq j_2}}^{m} a_{i_0 j} +$$

$$+ a_{i_0 j_1} + a_{i_0 j_2}.$$

În această sumă aritmetică, egală cu N, $a_{i_0 j_1} + a_{i_0 i_2} = 2$. Prin reuniunea coloanelor C_{j_1} și C_{j_2} se obține o matrice ale cărei elemente a'_{ij} verifică relațiile :

— $c'_{ij} = a_{ij}$ pentru $i_0 \neq i_0$, $j \neq j_1$ și $j \neq j_2$;

— $a'_{ij_1} = a_{ij_1} \dotplus a_{ij_2} \leqslant a_{ij_1} + a_{ij_2}$ pentr $i \neq i_0$;

— $a'_{i_0 j} = a_{i_0 j}$ pentru $j \neq j$ și $j \neq j_2$;

— $a'_{i_0 j_1} = a_{i_0 j_1} \dotplus a_{i_0 j_2} = 1 < a_{i_0 j_1} + a_{i_0 2}$

Ultima inegalitate fiind strictă, rezultă că :

$$\sum_{i=1}^{n} \sum_{j=1}^{m-1} a'_{ij} \leqslant N - 1$$

adică ceea ce trebuia demonstrat.

Întrucît într-o matrice tehnologică suma tuturor elementelor este egală cel puțin cu n, din teorema precedentă rezultă că, pe măsură ce se reunesc coloanele nedisjuncte, suma elementelor scade pînă ia valoarea n, moment în care, după cum rezultă din prima teoremă, coloanele matricei sînt clasele de echivalență disjunte, deci nu mai pot fi reunite.

REMARCA. Dacă fiecare reper este compatibil cu un singur utilaj, atunci în matricea tehnologică $A = (a_{ij})_{nxm}$, $n = m$ și condițiile h), i) devin :

$$h') \sum_{j=1}^{m} a_{ij} = 1 \text{ pentru } i = 1,2, \ldots, n$$

$$i') \sum_{i=1}^{n} a_{ij} = 1 \text{ pentru } j = 1, 2, \ldots, n$$

și condiția :

$$\sum_{i=1}^{n} \sum_{j=1}^{n} a_{ij} = n$$

este de la început verificată. Așadar, în acest caz particular fiecare clasă de echivalență este formată dintr-un singur reper.

ALGORITM. *Pasul 1.* Reducerea dimensiunii matricei (a numărului de coloane). Pentru fiecare i se calculează $a_{ij} - a_{ij'}$, unde j, j' iau în mod independent valorile $1, 2, \ldots, m - 1$ pentru j, respectiv $j + 1, j + 2, \ldots, m$ pentru j'. Dacă diferența este 0 sau păstrează același semn pentru toate valorile lui i, atunci elementele uneia din coloane se regăsesc printre elementele celei de-a doua și prima coloană poate fi suprimată.

Pasul 2. Testarea matricei obținute.
Se calculează suma tuturor elementelor din matrice :

$$\sum_{i=1}^{n} \sum_{j=1}^{m'} a_{ij}$$

Dacă suma obținută este egală cu n, salt la *pasul 4*, în caz contrar se continuă cu pasul următor.

Pasul 3. Înlocuirea coloanelor nedisjuncte (cu intersecția nevidă) prin reuniunea lor.
Se intersectează C_j cu $C_{j'}$, unde $j = 1, 2, \ldots, m - 1$ și pentru fiecare j, j' ia valorile $j + 1, j + 2, \ldots, m$. Dacă C_j, $C_{j'}$, sînt disjuncte se rescriu, în caz contrar $C_{j'}$ se înlocuiește cu $C_j \cup C_{j'}$, iar C_j se suprimă, deoarece va fi conținută în reuniunea celor două coloane. Salt la *pasul 1*.

Pasul 4. Stop. Algoritmul de calcul pentru determinarea claselor disjuncte într-o matrice tehnologică a fost transpus într-o subrutină FORTRAN, ce poate prelucra matrice avînd dimensiunea maximă 600 × 25 și a fost testat în cadrul unui pachet de programe POP2R.

Model matematic privind reducerea consumului de energie electrică la laminoarele pentru sîrmă

Mat. I. Ciucu și mat. Victoria Ciucu
C.C.P.T.Al. — Slatina

CZ : 621.771.2 : 621.311.152

În condițiile actuale cînd se depun eforturi remarcabile pentru diminuarea consumurilor de materii prime, materiale, combustibil și energie, se impune ca o necesitate de primă importanță folosirea rațională a resurselor energetice și în special a energiei electrice. Se știe că într-o întreprindere industrială de prelucrare a metalelor, turnătoria, cu utilajele sale de mare complexitate și diversitate, constituie un mare consumator de energie electrică. Din această gamă de utilaje, laminoarele pentru sîrmă fac obiectul prezentului studiu, care își propune stabilirea unui model matematic privind optimizarea funcționării acestora. Este vorba deci despre o problemă de optimizare, specifică modelării matematice care se rezolvă cu ajutoul calculatorului electronic FELIX C—256, avînd în biblioteca sa un program specializat în astfel de probleme numit OPALINE.

Obiectivul urmărit este de a determina producția lunară de sîrmă a fiecărui laminor din dotare, astfel încît consumul total de energie electrică să fie minim și astfel încît planul de producție la sortimentul respectiv să fie respectat.

În general un model matematic se compune dintr-o funcție ce trebuie optimizată (minimizată sau maximizată) numită sugestiv „funcția obiectiv" a modelului și o serie de egalități și inegalități ce constituie restricțiile problemei de optimizat.

Se consideră că în secția turnătorie a unei întreprinderi industriale funcționează n laminoare pentru sîrmă, notate respectiv : $L_1, L_2, \ldots, L_n$. Prin construcție, fiecare laminor din dotarea secției poate produce sîrmă în următoarele sortimente : $Ø_1, Ø_2, \ldots, Ø_m$. Pentru a nu restrînge gradul de generalitate al problemei se presupune că cele n laminoare sînt distincte din punct de vedere al productivității, consumului de energie electrică etc.

Se fac în plus următoarele notații :

$P_1, P_2, \ldots, P_n$ — productivitățile în t/h de sîrmă, corespunzător celor n laminoare ;
$E_1, E_2, \ldots, E_n$ — consumurile de energie electrică în kWh/t ;
$C_1, C_2, \ldots, C_n$ — capacitățile de producție în t/lună ;
$R_1, R_2, \ldots, R_m$ — cantitățile de sîrmă ce trebuie produse conform planului de producție lunar, din sortimentele $Ø_1, Ø_2, \ldots, Ø_m$.

Schematic, parametrii de funcționare ai laminoarelor se prezintă în tabelul 1.

În vederea raționalizării consumului de energie electrică la secția turnătorie se cere să se repartizeze producția lunară de sîrmă din sortimentele $Ø_1, Ø_2, \ldots, Ø_m$ la cele n laminoare $L_1, L_2, \ldots, L_n$, astfel încît consumul total de energie în luna respectivă să fie minim.

Tabelul 1

Laminorul	Sortimentul de sîrmă produs	Productivitatea, t/h	Consumul de energie electrică kWh/t	Capacitatea de producție, t/lună	Cantitățile de producție conform planului, t/lună
L_1	$Ø_1, Ø_2, \ldots, Ø_m$	P_1	E_1	C_1	$R_1, R_2, \ldots, R_m$
L_2	$Ø_1, Ø_2, \ldots, Ø_m$	P_2	E_2	C_2	$R_1, R_2, \ldots, R_m$
$\vdots$	....	$\vdots$	$\vdots$	$\vdots$	....
L_{n-1}	$Ø_1, Ø_2, \ldots, Ø_m$	P_{n-1}	E_{n-1}	C_{n-1}	$R_1, R_2, \ldots, R_m$
L_n	$Ø_1, Ø_2, \ldots, Ø_m$	P_n	E_n	C_n	$R_1, R_2, \ldots R_{,m}$

În acest scop se notează prin X_j^k ($j = 1,2,\ldots, m$; $k = 1,2, \ldots, m$) cantitatea de sîrmă în t/lună din sortimentul $Ø_j$ pe care trebuie să o producă laminorul L_k.

Prin urmare restricțiile de respectare a planului lunar de producție se prezintă sub forma următoarelor egalități :

$$\begin{aligned} X_1^1 + X_1^2 + \ldots\ldots + X_1^n &= R_1 \\ X_2^1 + X_2^2 + \ldots\ldots + X_2^n &= R_2 \\ \ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots &\ldots\ldots \\ X_m^1 + X_m^2 + \ldots\ldots + X_m^n &= R_m \end{aligned} \tag{1}$$

Pentru stabilirea capacităților de producție $C_1, C_2, \ldots, C_n$ se ține seamă de productivitățile $P_1, P_2, \ldots, P_n$ corespunzătoare, precum și de timpii de funcționare $T_1, T_2, \ldots, T_n$, aceștia fiind exprimați în h.

Lunar pentru fiecare laminor $L_i (i = 1,2,\ldots, n)$ este prevăzut prin grafic un timp T_{ri} $(i = 1,2, \ldots, n)$ pentru reparații și revizii și un timp T_{pi} $(i = 1,2, \ldots, n)$ necesar pregătirii laminorului pentru laminare. Prin urmare timpul efectiv de funcționare T_i $(i = 1,2, \ldots, n)$ al laminorului $L_i (i = 1,2, \ldots, n)$ în cursul unei luni se calculează cu relația :

$$T_i = T - (T_{ri} + T_{pi}) ; \qquad i = 1,2, \ldots, n$$

unde prin T s-a notat timpul calendaristic în h dintr-o lună a anului.

Aşadar, capacitatea de producţie a fiecărui laminor se determină cu relaţia :

$$C_i = P_i \cdot T_i \,; \qquad i = 1,2, \ldots, n$$

Restricţiile de capacitate se prezintă sub forma următoarelor inegalităţi :

$$\begin{array}{l} X_1^1 + X_2^1 + \ldots\ldots + X_m^1 \leqslant C_1 \\ X_1^2 + X_2^2 + \ldots\ldots + X_m^2 \leqslant C_2 \\ \ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots \\ X_1^n + X_2^n + \ldots\ldots + X_m^2 \leqslant C_n \end{array} \qquad (2)$$

Condiţiile de nenegativitate ale modelului sînt date de inegalităţile:

$$X_j^k \geqslant 0 \,; \quad j = 1,2, \ldots, m \,; \quad k = 1,2, \ldots, n \qquad (3)$$

Consumul lunar de energie electrică pe ansamblul celor n laminoare este dat de relaţia :

$$E = (X_1^1 + X_2^1 + \ldots + X_m^1)E_1 + (X_1^2 + X_2^2 + \ldots + X_m^2)E_2 + \ldots + (X_1^n + X_2^n + \ldots + X_m^n) E_n$$

şi deci funcţia obiectiv a modelului propus este dată de relaţia :

$$Z = \min\left[(X_1^1 + X_2^1 + \ldots + X_n^1)E_1 + (X_1^2 + X_2^2 + \ldots + X_m^2) \cdot E_2 + \ldots + (X_1^n + X_2^n + \ldots X_m^n)E_n\right] \qquad (4)$$

Relaţiile (1), (2), (3) şi (4) constituie modelul matematic al problemei de optimizat.

Aşa cum s-a precizat mai sus, rezolvarea acestui model se face cu ajutorul pachetului de programe OPALINE din biblioteca calculatorului electronic FELIX C–256. Acest pachet de programe poate rezolva probleme cu cel mult 4 095 de restricţii. Numărul de variabile nu este limitat decît de faptul că matricea ataşată sistemului de restricţii trebuie să aibă cel mult 32 768 termeni nenuli.

De remarcat că pentru astfel de probleme calculatorul indică atît valorile necunoscutelor problemei, cît şi valoarea minimă a funcţiei obiectiv.

Prin urmare, aplicînd modelul de mai sus, conducerea secţiei va cunoaşte de la începutul fiecărei luni cît i se repartizează fiecărui laminor din planul de producţie, aşa încît să se înregistreze un consum minim de energie electrică, de asemenea dinainte precizat.

În cazul cînd din motive obiective planul de producţie se modifică în cursul unei luni, se va reprograma producţia pentru zilele rămase.

Cu ocazia întocmirii bilanţului electric pe ansamblul Întreprinderii de aluminiu–Slatina, s-a elaborat un astfel de model matematic pentru programarea producţiei de sîrmă la laminoarele de la Secţia turnătorie. Prin aplicarea acestuia se obţine o reducere de energie electrică cu aproximativ 20 %.

Se precizează că această programare optimă a laminoarelor nu comportă dificultăţi de ordin tehnologic sau organizatoric. De asemenea modelul poate fi extins şi la alte utilaje din dotarea secţiei, în vederea raţionalizării consumului de energie electrică.

◆

Variantă de model pentru conducerea activităților de întreținere funcțională a utilajelor metalurgice

Ing. N. Pavel
Combinatul siderurgic — Galați

CZ : 658.58 : 681.32

Întreținerea în stare de siguranță a utilajelor metalurgice reprezintă o componentă a funcției de producție.

Întreruperea utilajului din funcțiune, datorită avariilor sau programărilor nemotivate tehnic, poate duce la scăderea calității produselor, la întreruperea totală a procesului de producție pe o anumită perioadă, uneori cu consecințe deosebit de grave care depășesc cadrul local al unei întreprinderi.

Așa cum produsul trebuie realizat în condiții de eficiență economică, în mod similar întreținerea — ca parte implicită a funcției de producție — trebuie să se realizeze în condiții de economicitate.

În acest context întreținerea utilajelor tehnologice reprezintă o parte importantă în efortul depus pentru creșterea eficienței produselor metalurgice.

Varianta de model prezentată în figura 1 a fost proiectată la C.S. Galați și se găsește în stadiu de implementare etapizată. La baza concepției a stat experiența acumulată de specialiștii combinatului, studiul experiențelor celorlalte întreprinderi metalurgice din țară, precum și al unor complexe metalurgice din R.F.G., Anglia, Italia, Austria și R.S. Cehoslovacă.

Cerința pentru noul sistem a rezultat din necesitatea concordanței sistemelor de conducere și organizare a activităților de întreținere și reparații, care trebuie să fie eficiente, cu dotare tehnică nouă, mecanizată și automatizată.

Motivarea efortului ce trebuie depus de către toate organismele ministerului, ale centralelor și întreprinderilor pentru realizarea noului sistem rezultă și din compararea informațiilor furnizate de către firma British Steel Corporation cu cele asemănătoare de la C.S.G. Astfel la o producție de 17,4 mil. t oțel realizată de BSC în anul 1977, firmă în care erau ocupați circa 200 000 angajați, activitatea de întreținere era executată de aproximativ 45 000 lucrători (22,5%).

BSC cheltuiește anual pentru activitatea de întreținere cca. 600 mil. lire sterline.

În acest context, pentru o tonă de oțel cheltuielile de întreținere reprezintă aproximativ 1 300 lei. În același an, la C.S. Galați aceste cheltuieli au reprezentat cca. 240 lei pe tona de oțel.

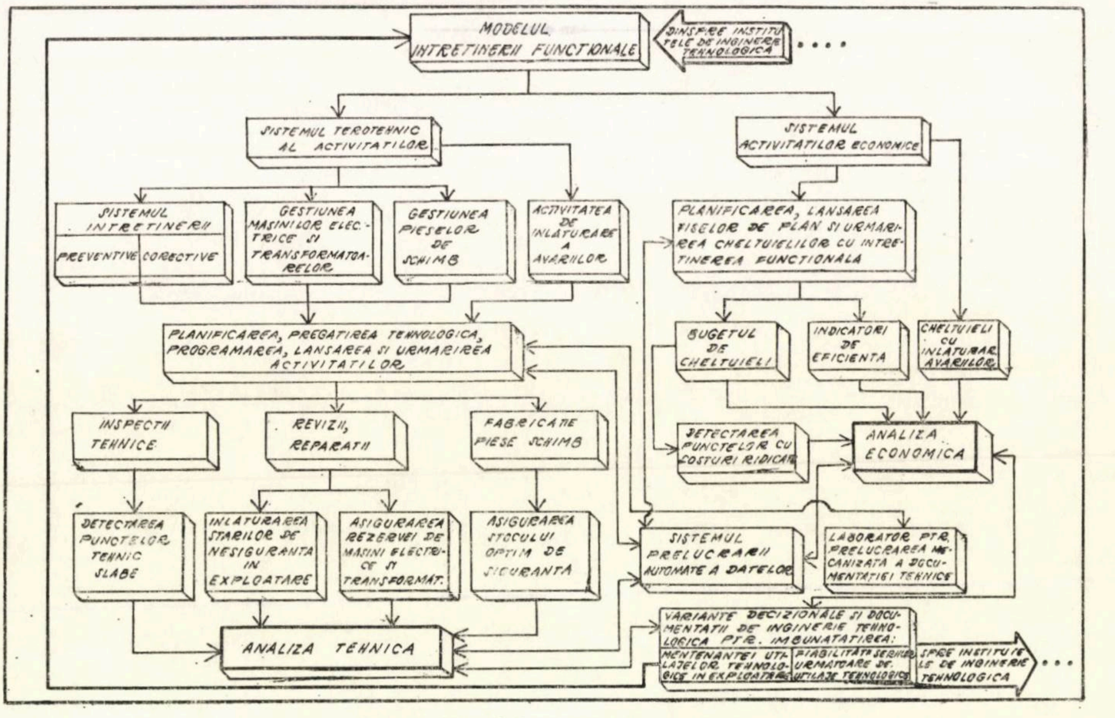

MODELUL ÎNTREȚINERII FUNCȚIONALE
DIN/SPRE INSTITUTELE DE INGINERIE TEHNOLOGICĂ ....
SISTEMUL TEROTEHNIC AL ACTIVITĂȚILOR
SISTEMUL ACTIVITĂȚILOR ECONOMICE
SISTEMUL ÎNTREȚINERII
PREVENTIVE
CORECTIVE
GESTIUNEA MAȘINILOR ELECTRICE ȘI TRANSFORMATOARELOR
GESTIUNEA PIESELOR DE SCHIMB
ACTIVITATEA DE ÎNLĂTURARE A AVARIILOR
PLANIFICAREA, LANSAREA FIȘELOR DE PLAN ȘI URMĂRIREA CHELTUIELILOR CU ÎNTREȚINEREA FUNCȚIONALĂ
PLANIFICAREA, PREGĂTIREA TEHNOLOGICĂ, PROGRAMAREA, LANSAREA ȘI URMĂRIREA ACTIVITĂȚILOR
BUGETUL DE CHELTUIELI
INDICATORI DE EFICIENȚĂ
CHELTUIELI CU ÎNLĂTURAR. AVARIILOR
INSPECȚII TEHNICE
REVIZII, REPARAȚII
FABRICAȚIE PIESE SCHIMB
DETECTAREA PUNCTELOR CU COSTURI RIDICATE
ANALIZA ECONOMICĂ
DETECTAREA PUNCTELOR TEHNIC SLABE
ÎNLĂTURAREA STĂRILOR DE NESIGURANȚĂ ÎN EXPLOATARE
ASIGURAREA REZERVEI DE MAȘINI ELECTRICE ȘI TRANSFORMAT.
ASIGURAREA STOCULUI OPTIM DE SIGURANȚĂ
SISTEMUL PRELUCRĂRII AUTOMATE A DATELOR
LABORATOR PTR. PRELUCRAREA MECANIZATĂ A DOCUMENTAȚIEI TEHNICE
VARIANTE DECIZIONALE ȘI DOCUMENTAȚII DE INGINERIE TEHNOLOGICĂ PTR. ÎMBUNĂTĂȚIREA:
MENTENANȚEI UTILAJELOR TEHNOLOGICE ÎN EXPLOATARE
FIABILITĂȚII SERIILOR URMĂTOARE DE UTILAJE TEHNOLOGICE
ANALIZA TEHNICĂ
SPRE INSTITUTELE DE INGINERIE TEHNOLOGICĂ ...

Fig. 1. Modelul întreținerii funcționale

La BSC valoarea cheltuielilor cu întreţinerea, repartizate pe un angajat din sectorul întreţinerii, reprezintă circa 480 mii lei, iar la C.S.G., numai 100 mii lei.

Abordarea sistemică cuprinde totalitatea activităţilor de conducere, organizare, coordonare şi urmărire a lucrărilor de întreţinere pentru menţinerea siguranţei în exploatare a fiecărui utilaj tehnologic, a cheltuielilor cu întreţinerea şi eficienţa acestora.

Obiectivul fundamental constă în maximizarea timpului efectiv de funcţionare a fiecărui utilaj, corelat cu minimizarea cheltuielilor cu întreţinerea sa, în condiţii de siguranţă în exploatare şi obţinerea de beneficii rezultate din surplusul de produse realizate la cerinţele de calitate.

Noul sistem se bazează pe utilizarea calculatoarelor electronice pentru prelucrarea automată a datelor şi a echipamentelor pentru prelucrarea mecanizată a documentaţiei tehnice (microfilmări, multiplicări selective, acoperiri plastice etc.).

Noul sistem este astfel proiectat încît stimulează o intensă circulaţie a informaţiilor referitoare la experienţa acumulată în activitatea de exploatare şi întreţinere spre sfera cercetării-proiectării, pentru a se lua măsuri constructiv funcţionale privind îmbunătăţirea fiabilităţii seriilor următoare de utilaje.

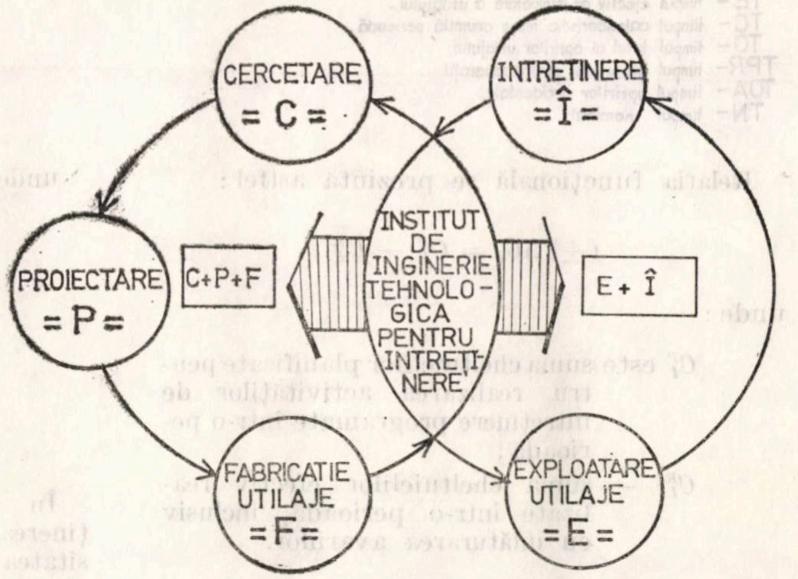


Fig. 2 Feed-backul modelului la nivel de sistem general

În figura 2 este prezentat fluxul acestor experienţe. Structural, varianta de model se compune din două sisteme complementare:

Sistemul activităţilor terotehnice („a avea grijă de . . .") al cărui obiectiv principal constă în maximizarea timpului efectiv de funcţionare a fiecărui utilaj tehnologic, în scopul obţinerii unor cantităţi suplimentare de produse la cerinţele de calitate prevăzute în normative şi contracte.

În figura 3 este prezentat algoritmul de determinare a timpului efectiv de funcţionare TE. Deoarece este necesar a se planifica opririle pentru întreţinerea preventivă a utilajului, domeniul rezervelor semnificative, pentru ca timpul total al opririlor TO să fie minim, îl reprezintă timpul opririlor accidentale TOA.

Întreţinerea preventivă reprezintă activitatea-cheie; constă în efectuarea de inspecţii tehnice riguros programate, care asigură detectarea punctelor tehnic slabe şi estimarea gradului stării de nesiguranţă în funcţionarea utilajului.

Identificarea punctelor tehnic slabe urmăreşte declanşarea de activităţi de întreţinere corectivă pentru înlăturarea defecţiunilor tehnice care ar putea împiedica desfăşurarea normală a procesului de producţie.

Sistemul activităţilor economice al cărui obiectiv principal constă în minimizarea cheltuielilor cu întreţinerea utilajelor tehnologice în condiţiile maximizării timpului efectiv de funcţionare.

Modelul utilizează un sistem propriu de indicatori pentru caracterizarea eficienţei sale şi se bazează pe principiul dependenţei funcţionale a cheltuielilor cu întreţinerea de durată a funcţionării utilajului, de momentul înlocuirii şi de necesarul de fonduri pentru întreţinerea utilajului.

Indicatorii se departajează în două categorii:

— pentru planificarea cheltuielilor cu întreţinerea PC_I, reuniţi în bugetul de cheltuieli la fiecare utilaj B_U^P ce conţine valoarea lor minimizată într-o anumită perioadă, adică:

$$PC_I = \sum^{n} B_U^P$$

unde n reprezintă numărul utilajelor pentru care s-au constituit bugete de cheltuieli cu întreţinerea ;

— sintetici, utilizaţi în determinarea eficienţei fondurilor destinate întreţinerii, ca de exemplu :

a) economicitatea întreţinerii funcţionale care se caracterizează prin abaterea de la cheltuielile planificate.

Sistemul abordează problema recuperării cheltuielilor cu întreţinerea funcţională a utilajelor DRC_I prin realizarea suplimentară de produse, ca urmare a creşterii timpului efectiv de exploatare în perioada dată faţă de timpul planificat.

$$DRC_I = H - (\pm\, \Delta TE)$$

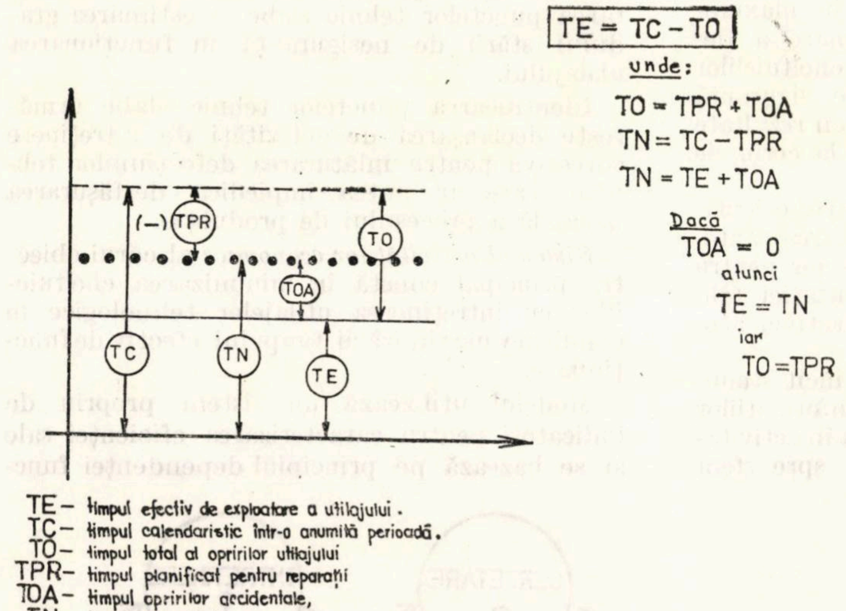

TE = TC − TO
unde:
TO = TPR + TOA
TN = TC − TPR
TN = TE + TOA
Dacă
TOA = 0
atunci
TE = TN
iar
TO = TPR
(−) TPR
TO
TOA
TC
TN
TE
TE — timpul efectiv de exploatare a utilajului.
TC — timpul calendaristic într-o anumită perioadă.
TO — timpul total al opririlor utilajului
TPR — timpul planificat pentru reparaţii
TOA — timpul opririlor accidentale,
TN — timpul nominal

Fig. 3. Schema generală a algoritmului de determinare a timpului efectiv de funcţionare

Relaţia funcţională se prezintă astfel :

$$(\pm)\, \Delta C_I = C_I^P - C_I^R$$

unde :

C_I^P este suma cheltuielilor planificate pentru realizarea activităţilor de întreţinere programate într-o perioadă ;

C_I^R — suma cheltuielilor efectiv realizate într-o perioadă, inclusiv cu înlăturarea avariilor.

Economicitatea se realizează numai în cazul cînd este satisfăcută relaţia :

$$C_I^R < C_I^P$$

b) eficienţa bugetului cu întreţinerea EB_I este dată de relaţia :

$$EB_I = \frac{C_I^P}{C_I^R}$$

şi se înregistrează numai dacă $EB_I \geqslant 1$.

unde :

H reprezintă coeficientul de conversie în unităţi de timp al cheltuielilor realizate cu întreţinerea funcţională în perioada analizată prin intermediul productivităţii muncii W :

$$H = \frac{C_I^R}{W} \; ; \; (\pm\, \Delta TE) = TE^R - TE^P$$

În momentul în care cheltuielile cu întreţinerea nu mai pot fi recuperate, apare necesitatea înlocuirii utilajului pentru a nu face produsul ineficient, de slabă calitate.

Modelul întreţinerii funcţionale presupune existenţa unui colectiv de proiectare şi analiză tehnico-economică format din ingineri, economişti, matematicieni şi alte categorii de specialişti, în vederea proiectării variantelor pentru luarea hotărîrilor strategice în acest domeniu.

Formulează de asemenea propuneri pentru :

— perfecţionarea tehnologiilor de fabricaţie a pieselor de schimb ;

— proiectarea, organizarea şi perfecţionarea fluxurilor tehnologice de întreţinere funcţională ;

— implementarea de noi metode și tehnici. Cu ocazia unei recente vizite de documentare la Combinatul metalurgic Kosice din R.S. Cehoslovacă s-a constatat că acest colectiv intră în componența uzinei de reparații și este format din 20 specialiști cu studii superioare.

Eficiența așteptată, după implementarea modelului, trebuie să corespundă următorilor parametri:

a) creșterea timpului efectiv de funcționare a fiecărui utilaj cu 5–8%;

b) creșterea producției fizice la mașinile-unelte din dotare cu 15–25%;

c) eliminarea muncii manuale în activitatea de lansare a tuturor categoriilor de lucrări;

d) reducerea cu 75–90% a duratei de asigurare tehnologică a lucrărilor de întreținere;

e) reducerea cu 45–50% a ciclului total de fabricație a pieselor de schimb în sectoarele proprii;

f) recuperarea cheltuielilor cu realizarea modelului în 1–3 ani;

g) creșterea calității lucrărilor.

De menționat că modelul poate fi adaptat la specificul fiecărei întreprinderi. Proiectarea și implementarea se pot realiza cu forțe proprii și/sau în cooperare cu institute de inginerie tehnologică.

Prezentarea concepției unui nou sistem de conducere a activităților de întreținere a utilajelor metalurgice, mult mai eficient decît cel utilizat în prezent, este o problemă laborioasă. Din aceste considerente nu poate fi epuizată cu cele descrise mai sus.

DOCUMENTARE

O nouă miniuzină în nordul Greciei

În regiunea Kilkis din nordul Greciei, în apropiere de Kristones se va construi o nouă miniuzină (cu o capacitate prevăzută de 250 000 t/an, din care 15% pentru producerea de oțel inoxidabil) în valoare totală de 1 115 mil. DM. Pentru instalații s-au prevăzut 695 mii DM. Ca materie primă se vor folosi deșeuri metalice.

În urma unei convenții se va exporta 20% din producție.

(În: *B.H.M., Austria, nr. 7, iulie, 1979, p. 318–319*)

Trei noi cuptoare electrice cu arc vor intra în funcțiune la SIDOR — Venezuela

Al doilea grup de trei cuptoare electrice cu arc din cele șase ale oțelăriei nr. 1 SIDOR sînt gata să intre în funcțiune în cursul acestui semestru.

Aceste trei cuptoare cu arc, care vor produce anual 2,4 mil. t, vor funcționa alternativ cu celelalte trei cuptoare puse în funcțiune în septembrie anul trecut.

Producția completă a oțelăriei va fi atinsă în perioada 1983–1984, cînd vor funcționa și laminoarele de benzi, bare și sîrme, ajungîndu-se astfel la o capacitate de laminare de 4 mil. t anual. Pînă atunci se vor putea exporta cantități considerabile de pelete și burete de fier, exportul produselor semifinite de turnare cotinuă fiind posibil numai începînd din 1980.

(În: *Siderurgia Latinoamericana, Chile, nr. 231, iulie, 1979, p. 44*)

Ritm mai lent al creșterii capacității de elaborare a oțelului de convertizor

Capacitatea mondială de elaborare a oțelului în convertizor a crescut cu 11% în ultimii doi ani, atingînd aproape 520 mil. t, iar echipamentele suplimentare vor duce la creșterea capacității cu încă 134 mil. t, după cum reiese din noul studiu referitor la convertizoarele LD, elaborat anul acesta sub egida societății Voest-Alpine. Studiul precedent arată că respectiva capacitate mondială era de 466 mil. t pe an în anul 1977. Conform studiului cel mai recent, capacitățile așteptate din momentul de față pînă în anul 1990 au fost reduse cu 10%, în comparație cu studiul precedent. China, U.R.S.S. și țările din Europa de Est reprezintă o pondere însemnată din creșterea prevăzută de 134 mil. t. Dimpotrivă, creșterea capacității în Japonia, S.U.A., R.F.G. și Franța a ajuns într-un impas. Cu toate acestea, prognoza făcută în anul 1975 cu privire la capacitatea mondială de 600 mil. t scurte pe an (545 m t/an) pentru anul 1980 va fi probabil atinsă.

Nu se prevăd planuri pentru capacități suplimentare în viitor în S.U.A., iar capacitatea totală a convertizoarelor LD a scăzut în prezent la 80 mil .t pe an. Capacitățile suplimentare de la Bethlehem Steel și Kaiser Steel au fost contrabalansate de anumite reduceri la alte forme. În Belgia, Franța, Marea Britanie, Japonia și Austria s-au întrerupt unele convertizoare LD care au avut rol de pionierat în perioada în care au fost date în funcțiune. Oțelăria LD de la Linz, Austria, unde s-a pus la punct procedeul LD în 1952, a fost închisă după 25 de ani de funcționare. În timpul funcționării s-au realizat 554 096 șarje.

Cifrele recent publicate de Statistisches Bundesamt, Düsseldorf, demonstrează că oțelul elaborat cu insuflare de oxigen reprezintă aproape 53% din producția mondială de oțel din 1977.

În ciuda scăderii rapide a producției de oțel în cuptorul Martin în ultimii ani, procedeul a întrecut cu 27 și 19% cuptoarele electrice; U.R.S.S. a obținut 92,7 mil. t de oțel în cuptorul Martin.Pentru cele trei procedee, principalele cifre pentru anul 1977 au fost următoarele: 334,9 mil t în convertizoare cu oxigen (338,1 mil. în 1976), 172,7 mil. t în cuptoare Martin (147,8 mil. t) și 120, 6 mil. t (116, 4 mil. t) în cuptoare electrice.

(În: *Metal Bulletin, Anglia, 1979. nr. 6406, p. 31*)

Creșterea producției mondiale de oțel electric

Conform aprecierii firmei vest-germane „Korf", producția mondială de oțel electric va crește de la 142 mil. t în 1978 la 250 mil. t în anul 1988, iar ponderea lui în producția totală de oțel va crește de la 22 pînă la 25%. Experții firmei consideră că mărirea producției de oțel electric va duce la o creștere substanțială a cererii de burete de fier, utilizat ca materie primă pentru cuptoarele electrice cu arc. Se așteaptă ca uzinele de reducere directă, bazate pe procedeul „Midrex", să-și mărească capacitatea actuală de producție de la 17 mil. t/an (incluzînd instalațiile în construcție și cele proiectate) pînă la 35 mil. t în 1885 și aproximativ pînă la 50 mil. t în 1988.

Conform informațiilor grupului Korf, în ultimii zece ani capacitatea de elaborare a oțelului electric s-a dublat, ceea ce se explică, în special, prin cheltuielile mult mai mici la instalarea cuptoarelor electrice cu arc, în comparație cu utilarea pentru alte procese de elaborare a oțelului. Investițiile specifice pentru construcția uzinelor, la care oțelul se elaborează în cuptoare electrice cu arc, folosind ca materie primă minereul de fier preredus (incluzînd mașinile pentru turnarea continuă a semifabricatelor și laminoarelor) însumează 1,0–1,2 mii DM/t de capacitate față de 2 mii DM pentru uzinele metalurgice tradiționale cu producție de furnal.

Se presupune că ritmurile de creștere a livrărilor de deșeuri de oțel vor rămîne în urma ritmurilor de creștere a producției de oțel electric. Din această cauză, spre jumătatea deceniului 9, în S.U.A. deficitul de deșeuri ar putea fi de aproximativ 6–7 mil. t/an.

(În: *BIKI, U.R.S.S., nr. 91, 2 august, 1979, p. 7*)

Situaţia utilizării fondului de timp la utilajele metalurgice (tablou de bord)

Ing. N. Pavel,
mat. Olga Ungureanu şi
mat. M. Gorie
Combinatul siderurgic—Galaţi

CZ: 669.02/.09.002.61

Prin cooperarea dintre Direcţia mecano-energetică şi Centrul de calcul electronic s-a realizat şi se utilizează cu bune rezultate lucrarea menţionată.

Conceptional se include în modelul întreţinerii funcţionale aflat în implementare etapizată la C.S. Galaţi şi constituie prima etapă a tabloului de bord pentru conducerea Direcţiei mecano-energetice.

Obiectivul lucrării constă în informarea zilnică a conducerii combinatului, Direcţiei mecano-energetice, a altor factori decizionali cu situaţia „pe zi" şi „la zi" (de la începutul lunii) privind:

— utilizarea fondului de timp pe fiecare utilaj tehnologic de bază;

— realizarea cantitativă (în număr de lucrări) a planului de reparaţii (RT, $RC-1$, $RC-2$) la nivel de uzină şi per total combinat;

— avariile produse de utilajele tehnologice de bază (cauze) şi motivele nerealizării planului de reparaţii, pentru luarea deciziilor adecvate atît în domeniul producţiei de bază, cît şi mai ales în domeniul întreţinerii şi reparaţiilor la utilajele tehnologice.

În esenţă se urmăreşte sesizarea tendinţei fondului de timp şi stabilirea măsurilor preventive care să asigure realizarea planului de producţie.

În cadrul lucrării au fost utilizaţi următorii algoritmi:

a) *indicele extensiv planificat* (I_P^E) se determină utilizînd modelul funcţional:

$$(\%)\ I_P^E = \frac{TE_P \cdot 100}{TC}$$

unde:

TC reprezintă timpul calendaristic;

TE_P — timpul efectiv planificat.

$$TE_P = TC - (TOP_P + TOA_P)$$

unde:

TOP_P reprezintă timpul opririlor planificate, exprimat în ore pe fiecare utilaj. Se transmite la calculator la începutul fiecărei luni calendaristice prin grija serviciului mecanic;

TOA_P — timpul opririlor accidentale „planificat", exprimat în ore pe fiecare utilaj.

Deşi opririle accidentale nu se planifică, fenomenul se produce în mod real. Pe baza datelor statistice (la C.S. Galaţi pentru fiecare avarie se întocmeşte un raport, iar datele se prelucrează cu ajutorul calculatorului electronic) se aproximează un număr total lunar de ore oprire a utilajului din motive de nesiguranţă în funcţionare (avariere). Determinarea TOA pe fiecare zi se face utilizînd formula:

$$TOA_P = \frac{TOA_L^A}{N_{ZL}^{FOP}}$$

unde:

TOA_L^A reprezintă timpul opririlor accidentale aproximate într-o lună, exprimat în ore oprire;

N_{ZL}^{FOP} — numărul zilelor dintr-o lună fără opriri planificate.

Rezultatul obţinut se consideră a fi mărimea timpului opririlor accidentale „planificate" în fiecare zi în care nu se planifică opriri pentru lucrări programate.

b) *indicele extensiv realizat* (I_R^E) se determină utilizînd algoritmul:

$$(\%)\ I_R^E = \frac{TE_R \cdot 100}{TC}$$

unde:

TE_R reprezintă timpul efectiv realizat.

$$TE_R = TC - (TOP_R + TOA_R)$$

TOP_R şi TOA_R reprezintă timpii realizaţi efectiv la opririle planificate pentru lucrările de întreţinere funcţională programate respectiv în cazurile de avariere. Aceşti timpi se transmit zilnic de către sectoarele uzinale cu întreţinerea, prin intermediul documentului „Raportul fondului de timp" şi se prelucrează automat.

Cum opririle accidentale trebuie analizate şi pe naturi, acestea au fost departajate astfel:

— opriri de natură mecanică (TOA_R^{MEC});

— opriri de natură energetică (TOA_R^{ENERG});

— opriri de natură tehnologică (TOA_R^{TEHNOL});

— alte opriri accidentale (TOA_R^{DIV}).

În consecinţă:

$$TOA_R = TOA_R^{MEC} + TOA_R^{ENERG} + TOA_R^{TEHNOL} + TOA_R^{DIV}$$

Mărimile opririlor accidentale realizate, pe naturi, se transmit zilnic prin documentul menţionat şi se însumează prin procedură automată pe „zi" şi „la zi".

Numărul total al lucrărilor de reparaţii planificat, respectiv realizat (NTL^{REP}_{PCR}) se determină prin însumarea „pe zi" şi „la zi" a datelor aferente numărului lucrărilor RT, $RC1$ şi $RC2$.

Datele se transmit de către sectoarele uzinale de întreţinere prin documentul menţionat mai sus. Se utilizează algoritmul:

$$NTL^{REP}_{PCR} = NL^{RT}_{PCR} + NL^{RC1}_{PCR} + NL^{RC2}_{PCR}$$

În raportul fondului de timp se completează numai codurile opririlor neplanificate, respectiv a motivelor nerealizării lucrărilor de reparaţii.

Pe baza constatărilor privind utilizarea altor lucrări realizate şi în special cea referitoare la prelucrarea automată a datelor conţinute în rapoartele de avarie, se atrage atenţia asupra pericolului de a privi lucrările editate prin intermediul calculatorului ca fetişuri, ca ceva care rezolvă de la sine problemele complexe ale asigurării stărilor de siguranţă în exploatarea utilajelor tehnologice, prin activităţi de întreţinere preventivă şi corectivă.

Situaţiile statistice asigurate prin intermediul calculatorului electronic sînt de fapt numai instrumente pentru şeful secţiei de întreţinere, pentru inginerul şef al sectorului uzinal de întreţinere, pentru compartimentele specializate ale Direcţiei mecano-energetic, de a efectua analize tehnice şi economice, apoi de a întreprinde acţiuni concrete care să fie conduse, organizate, coordonate şi urmărite perseverent pînă la eradicarea cauzelor care generează dereglări în exploatarea, în condiţii de siguranţă, a utilajelor tehnologice, care diminuează timpul efectiv de funcţionare şi care scumpesc întreţinerea.

DOCUMENTARE

Creşterea producţiei de oţel inoxidabil în Japonia

Producţia de oţel inoxidabil din Japonia a crescut cu 5,8%, atingînd 1,62 mil. t în anul fiscal care s-a încheiat la 31 martie 1979. Exporturile, totuşi, s-au redus cu 11,5%, ajungînd la 231 034 t, ceea ce reprezintă a doua scădere consecventă din acest an. Producţia de bare a crescut cu peste 29%, atingînd 21644 t, în timp ce poducţia produselor plate din oţel inoxidabil a urcat cu 5,7%, obţinîndu-se o cifră de 1 291 129 t.

În ceea ce priveşte exportul, producătorii îşi manifestă încrederea în faptul că anul fiscal curent va fi mai bun decît cel precedent, prognozîndu-se chiar o recuperare de 10% În ciuda unor perspective destul de slabe pe termen lung, producătorii se aşteaptă ca producţia şi vînzările să se menţină pentru restul anului. Scăderea înregistrată la exporturi în anul fiscal precedent a fost atribuită vînzărilor slabe în S.U.A. şi valorii ridicate a yenului. Totuşi, căderea relativă a yenului în comparaţie cu dolarul în ultimele luni poate duce la ameliorarea vînzărilor la export pentru anul fiscal curent.

Preţurile la export pentru tabla din oţel inoxidabil vor fi mărite, probabil, de principalii producători cu circa 100$ pe tonă, ducînd la noi recorduri. Pentru piaţa din Asia de sud-est această creştere presupune un preţ de 1 800$ sau mai mult şi 1 700 $ pentru S.U.A.

Producătorii deplîng creşterea însemnată a preţului nichelului, de 70%; importurile din Canada, Indonezia şi Noua Caledonie sînt de 3$ /lb în prezent faţă de numai 1,80$ în decembrie 1978. Principala preocupare a producătorilor japonezi este menţinerea unor preţuri ridicate la oţel mai degrabă decît încercarea de creştere a cantităţii de produse de export.

India este una din ţările în care Japonia exportă, cu rezultate bune. În acest an fiscal se expediază în India 20 mii t, ceea ce reprezintă o cantitate dublă faţă de anul precedent.

(În: *Metal Bulletin, Anglia, 1979, nr. 6411, p. 35*)

Prima instalaţie de turnare continuă a intrat în funcţiune la Centrul siderurgic de la Bagnoli

La Centrul siderurgic din Bagnoli a intrat în funcţiune prima instalaţie de turnare continuă care reprezintă actul de naştere al transformării tehnologice ce va fi realizată în cadrul noului plan de restructurare pentru îmbunătăţirea costurilor de fabricaţie a oţelului şi, în acelaşi timp, pentru eliminarea dezechilibrului între capacitatea oţelăriei şi cea de prelucrare a lingourilor. În afara aspectului tehnologic mai bun, un alt aspect de realizat este cel al unei eficienţe mai ridicate în domeniul destul de delicat al prelucrărilor, care are o mare importanţă pentru gestiunea economică a întregului centru siderurgic.

Pe baza proiectului se prevede ca noua instalaţie să producă anual circa 400 mii t brame (140 × 300 mm), producţie care va servi în principal la alimentarea liniei de laminare Loewy pentru benzi.

Investiţia completă pentru realizarea acestei instalaţii de turnare continuă şi a serviciilor conexe depăşeşte cifra de 10 mld. lire.

(În: *Bollettino Technico Finsider, Italia, nr. 380, mai-iunie, 1979, p. 159*)

Firmele Kawasaki Steel Corporation şi Svenskt Stål AB au semnat un contract de asistenţă tehnică

Firmele Kawasaki Steel Corporation (Japonia) şi Svenskt Stål AB (Suedia) au semnat un contract prin care întreprinderea siderurgică japoneză va acorda producătorului de oţel din Suedia asistenţă tehnică la construirea unei instalaţii de turnare continuă a bramelor, cu o productivitate de 600 000 t/an, la uzina Luleå din nordul Suediei.

Firma Svenskt Stål AB, cu sediul în Stockholm, la care statul suedez participă cu 50%, intenţionează să pună în funcţiune instalaţia de turnare continuă a bramelor ca parte a programului de modernizare. Cu ajutorul acestei instalaţii, producţia de semifabricate turnate continuu de la uzina Luleå va creşte de la 40 la 100%.

În afarăde asistenţa şi sprijinul tehnic, firma Kawasaki Steel va da şi indicaţii şi recomandări în privinţa alegerii furnizorilor pentru engineering, respectiv pentru organizarea şi punerea în funcţiune a instalaţiilor.

În cele două întreprinderi siderurgice integrate proprii, firma Kawasaki Steel are în funcţiune cinci instalaţii de turnare continuă a bramelor; peste 50% din producţia de oţel brut se toarnă în semifabricate cu ajutorul acestor instalaţii.

Firma Kawasaki Steel a dus discuţii şi cu alţi producători de oţel în legătură cu predarea de licenţe referitoare la tehnici şi instalaţii noi, inclusiv a celor care permit turnarea continuă fără întrerupere, chiar şi la modificarea lăţimii sau a mărcii de oţel.

(În: *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 15, iulie, 1979, p. 811*)

Optimizarea încărcării capacităţii de producţie a unui laminor de tablă groasă

Ing. M. Cristescu
Combinatul siderurgic – Galaţi

CZ : 621.771.23 : 65.011.4

Consideraţii generale

Optimizarea sau conducerea optimală constituie metoda prin care se asigură cele mai înalte performanţe ale procesului condus.

Aprecierea stării optime a unui proces se face cu ajutorul unei funcţii de performanţă care, în majoritatea cazurilor, are un caracter economic şi căreia urmează să i se asigure o valoare extremă.

Prima etapă a conducerii optimale constă în definirea corectă a acestei funcţii, iar a doua etapă, în stabilirea comenzilor care să conducă procesul către starea optimă.

Modelele matematice de optimizare a încărcării utilajelor sînt, în general, cunoscute; aplicarea lor solicită culegerea şi prelucrarea unui volum mare de date. Această activitate, realizată cu mijloace tradiţionale de calcul, necesită un volum de muncă şi o durată de execuţie mult prea mari în raport cu cerinţele procesului de producţie. Din această cauză aplicarea modelelor matematice de optimizare a încărcării utilajelor implică utilizarea tehnicii de calcul.

Un alt aspect, care este şi cel mai important, rezultă din caracterul dinamic al proceselor de producţie. Perturbaţiile, care apar în majoritatea proceselor de producţie, diminuează valoarea unei soluţii de conducere a procesului la scurt timp de la aplicarea ei, dacă nu se ia în consideraţie, permanent, influenţa acestor perturbaţii.

În funcţie de dinamica procesului optimizat, adică în funcţie de viteza de răspuns a procesului la perturbaţii, şi de frecvenţa şi intensitatea perturbaţiilor se recurge la optimizarea dinamică.

În cazul proceselor siderurgice, al laminării tablei groase, în special, se impune aplicarea metodelor de optimizare dinamică.

În cele ce urmează se vor descrie principalele modele matematice necesare pentru realizarea practică a unui sistem de conducere optimală a utilajelor unui laminor de tablă groasă.

Optimizarea structurii programului de fabricaţie

Modelul matematic pentru optimizarea structurii programului de fabricaţie la un laminor de tablă groasă este un model de programare liniară.

Se notează cu :

$i = 1,2, \ldots, n$ pentru principalele utilaje ale laminorului ;
$j = 1,2, \ldots, m$ pentru grupele sortotipodimensionale de tablă ;
$x_j =$ cantitatea de tablă din grupa j ;
$t_{ij} =$ timpul necesar pentru realizarea unei unităţi de produs j la utilajul i ;
$T_i =$ fondul de timp disponibil al utilajului i.

Restricţiile problemei pot fi :

a) incadrarea în fondul de timp disponibil al utilajelor ; această restricţie se poate scrie în forma următoare :

$$\sum_{j=1}^{m} t_{ij} \cdot x_j \leqslant T_i \quad i = (1,2, \ldots, n)$$

b) realizarea unor cantităţi minimale pentru anumite sortotipodimensiuni ; această restricţie se poate scrie :

$$x_j \geqslant P \quad j = (1,2, \ldots, m)$$

În relaţia de mai sus P_j reprezintă cantitatea minimă din produsul j care trebuie realizată ;

c) limitarea consumului pentru unele resurse (energie electrică, gaz metan, materii prime etc.).

Se notează cu :

$c_{ij} =$ consumul specific din resursa i pentru grupa de produse j;
$Q_i =$ limita superioară admisă pentru consumul resursei i ;

cu aceste notaţii, restricţia se scrie :

$$\sum_{j=1}^{m} C_{ij} \cdot x_j \leqslant Q_i \quad i = (1,2, \ldots, n)$$

d) realizarea unor indicatori de plan (producţie marfă, beneficiu).

Se notează cu :

$p_j =$ costul produsului j ;
$b_j =$ beneficiul pe unitate de produs j ;
$P =$ valoarea indicatorului de plan „producţie marfă" ;
$B =$ valoarea indicatorului de plan „beneficiu".

Cu aceste notaţii, restricţiile se scriu :

$$\sum_{j=1}^{m} p_j \cdot x_j \geqslant P \qquad \sum_{j=1}^{m} b_j \cdot x_j \geqslant B$$

Funcţia obiectiv poate fi exprimată în mai multe moduri. Dacă se urmăreşte încărcarea maximă a utilajelor, funcţia de optimizare se formulează astfel:

$$\sum_{i=1}^{n} \sum_{j=1}^{m} t_{ij} \cdot x_j = \max.$$

Se pot stabili şi alte criterii de optimizare; în cazul în care se urmăreşte optimizarea producţiei marfă sau beneficiului, funcţia obiectiv are următoarea formă:

$$\sum_{j=1}^{m} p_j \cdot x_j = \max. \text{ sau } \sum_{j=1}^{m} b_j \cdot x_j = \max.$$

De asemenea se poate stabili ca volumul producţiei să fie maxim:

$$\sum_{j=1}^{m} x_j = \max.$$

Rezolvarea problemei se face cu ajutorul programelor de firmă existente.

Optimizarea dimensiunii bramelor

Dimensiunile optime ale bramelor necesare laminării tablei groase se determină în funcţie de obiectivele stabilite.

Avînd în vedere încărcarea optimă a utilajelor, aceste obiective sînt:

— obţinerea unei productivităţi maxime;
— diminuarea consumului specific de metal;
— diminuarea consumului specific de combustibil şi de energie electrică.

Analizînd relaţiile prin care se determină productivitatea utilajelor specifice liniei de tablă groasă, rezultă următoarele concluzii:

Utilajul	*Factorul care influenţează productivitatea utilajului*
Cuptoare cu propulsie	lungimea bramei
Caje de laminare	greutatea bramei
Paturi de răcire	suprafaţa tablei laminate
Foarfece pentru margini	secţiunea tablei finite
Foarfece pentru debitare	secţiunea tablei finite lungimea tablei finite

Sinteza acestor elemente arată că productivitatea unei linii de tablă groasă creşte proporţional cu:

— lungimea bramei;
— lungimea de laminare a tablei;
— dimensiunile tablei finite.

În ceea ce priveşte consumul specific de metal este necesar să se analizeze relaţia prin care se determină greutatea bramei necesare laminării tablei groase:

$$G_B = h \cdot (b + a) \cdot (n \cdot l + m \cdot p + s) \cdot \gamma \cdot k$$

în care:

G_B este greutatea bramei, kg;
h — grosimea tablei, mm;
b — lăţimea tablei finite, m;
a — adaosul pentru margini, m;
l — lungimea tablei finite, m;
n — numărul de table de lungime finită „l" care rezultă din laminarea bramei;
p — lăţimea fîşiei pentru probe de laborator, măsurată în sensul laminării, m;
m — numărul de fîşii de probe necesare;
γ — greutatea specifică a tablei, t/m^3;
s — lungimea necesară pentru adaosul la capetele tablei, m;
k — coeficientul care ţine seamă de pierderile prin oxidare $k = 1{,}03 \div 1{,}05$.

Consumul specific de metal este dat de relaţia:

$$C_{sp} = \frac{G_B}{n \cdot G_T} \cdot 10^3$$

în care:

C_{sp} este consumul specific de metal, kg/t;
G_B — greutatea bramei, kg;
n — numărul de table finite care rezultă din bramă;
G_T — greutatea tablei finite, kg.

Făcînd înlocuirile şi calculele necesare, se obţine:

$$C_{sp} = \left(1 + \frac{a}{b}\right)\left(1 + \frac{mp + s}{n \cdot l}\right) k$$

Analiza relaţiei de mai sus arată că diminuarea consumului specific de metal se obţine pentru:

— lăţimi de tablă maxime;
— lungimi de laminare ($n \cdot l$) maxime;
— micşorarea, în limitele tehnologice admise, a fîşiilor pentru probe şi a adaosurilor pentru margini şi pentru capete;
— diminuarea pierderilor prin oxidare în cuptoarele cu propulsie.

Pentru diminuarea consumului specific de combustibil şi de energie electrică, pe lîngă măsurile pentru eliminarea pierderilor, este necesar să se asigure:

— lungimi de brame maxime;
— dimensiuni de tablă maxime;
— raportul între secţiunea bramei şi secţiunea tablei minim.

Analizînd cele trei obiective în ansamblu, se observă că sînt în concordanţă, valori optime obţinîndu-se în ipoteza unei structuri sortimentale date, prin :

- lungimi de brame maxime ;
- lungimi de laminare ($n \cdot l$) maxime ;
- adaosuri tehnologice minime.

În baza acestor concluzii şi a tuturor cerinţelor impuse de procesul tehnologic şi de parametrii tehnico-funcţionali ai utilajelor, se determină dimensiunile optime de brame pentru fiecare tipodimensiune de tablă, printr-un algoritm euristic care poate fi programat pentru rezolvarea pe calculator.

Optimizarea încărcării cuptoarelor cu propulsie

Pentru optimizarea încărcării cuptoarelor cu propulsie este necesar să se formuleze o funcţie de performanţă ; fie această funcţie exprimată prin consumul specific de combustibil şi de productivitate :

$$C_s = \varnothing(P)$$

Pentru a găsi forma funcţiei $\varnothing$ (P) trebuie studiat bilanţul termic al unui cuptor cu propulsie.

Analiza elementelor bilanţului termic al unui cuptor cu propulsie conduce la formularea unei relaţii între consumul specific de căldură şi productivitatea cuptorului. Această relaţie se defineşte ca „funcţie de performanţă", cu ajutorul căreia se poate realiza conducerea optimală a cuptoarelor cu propulsie.

Funcţia de performanţă are următoarea formă :

$$C_s = A + \frac{B}{P}$$

în care :

C_s este consumul specific de căldură kcal/t ;
P —productivitatea cuptorului, t/h ;
A şi B—coeficienţii care se determină prin utilizarea datelor experimentale, aplicînd ca metode de aproximare metoda regresiei.

Optimizarea succesiunii produselor pe flux

Cazul general al problemei succesiunii optime se formulează după cum urmează.

Fie „n" sortimente de tablă care se prelucrează la „m" utilaje diferite.

Sortimentele se numerotează de la 1 la „n", iar numărul „$i \in N$", „N", fiind mulţimea numerelor (1,2, . . ., n), reprezintă sortimentul numărul „i".

Utilajele se numerotează de la 1 la „m", iar numărul „$k \in M$", „M", fiind mulţimea numerelor (1, 2, . . ., m), reprezintă utilajul numărul „k".

Se notează :

$t_{i,k}$ — timpul de prelucrare a sortimentului „i" pe utilajul „k";
$x_{i,k}$— timpul de aşteptare a utilajului „k" înainte de prelucrarea sortimentului „i".

Se fac următoarele ipoteze :

- un produs se află în prelucrare, la un moment dat, pe un singur utilaj ;
- un utilaj prelucrează, la un moment dat, un singur produs ;
- produsele se prelucrează la utilajele (1,2, ..., m) în aceeaşi ordine, care nu se poate schimba ;
- prelucrarea unui produs, odată începută la un utilaj, nu se întrerupe pînă la terminarea ei.

Funcţia obiectiv este dată de relaţia :

$$S = \sum_{i=1}^{n} \sum_{k=1}^{m} x_{i,k}$$

care exprimă durata totală de aşteptare a utilajelor şi trebuie să fie minimizată.

Problema are un caracter combinatoriu, numărul soluţiilor posibile fiind n !

Numai pentru 10 sortimente de tablă numărul de soluţii posibile este :

$$10\,! = 3628800$$

S-a calculat că pentru 20 de produse analiza soluţiilor posibile ar putea fi efectuată de un calculator electronic care lucrează cu o viteză de un miliard de operaţii pe secundă, în 7 800 de ani.

Din această cauză trebuie să se recurgă la algoritmi euristici.

Pentru cazul unei linii de tablă groasă se reţin două metode, ale căror rezultate urmează să fie comparate prin simulare pe calculator.

Algoritmul ungar

Din datele problemei se întocmeşte matricea de bază $[t_{i,k}]$:

$$[t_{i,k}] = \begin{bmatrix} t_{11}, t_{12}, t_{13}, \ldots\ldots\ldots\ldots, t_{1m} \\ t_{21}, t_{22}, t_{23}, \ldots\ldots\ldots\ldots, t_{2m} \\ t_{31}, t_{32}, t_{33}, \ldots\ldots\ldots\ldots, t_{3m} \\ \vdots \\ t_{i1}, \ldots, t_{ik}, \ldots\ldots\ldots\ldots, t_{im} \\ \vdots \\ t_{n1}, \ldots, t_{nk}, \ldots\ldots\ldots\ldots, t_{nm} \end{bmatrix}$$

Din matricea de bază $[t_{i,k}]$ se obţine o nouă matrice $[t'_{i,k}]$, scăzînd din fiecare număr al rîndurilor matricei de bază numărul cu valoarea cea mai mică din rîndul respectiv.

Se execută aceeaşi operaţie şi pentru coloane, obţinîndu-se matricea $[t''_{i,k}]$.

Soluţia optimă se obţine cu ajutorul cifrelor 0 ce apar în matrice, căutînd un ansamblu de perechi de indici :

$$(x, 1),\ (y,\ 2),\ (z,\ 3) \ldots\ldots, (t, m)$$

pentru care :

$$t = 0$$

Ordinea de succesiune a tabelelor va fi :

$$x,\ y,\ z, \ldots\ldots, t$$

Metoda Sokoliţîn

Sokoliţîn a ajuns pe cale analitică la următoarea relaţie :

$$\sum_{i=1}^{n} (n - i)\,(t_{m,i} - t_{1,i}) \sum_{i=1}^{n} \sum_{k=tk,i}^{m} t_{l,i} + n \sum_{k=1}^{m-1} t_{k,1} \geqslant 0$$

Probabilitatea de apariţie a unor întreruperi este cu atît mai mică, cu cît este mai mare partea din stînga a inegalităţii.

Analizînd relaţia de mai sus se observă că aceasta se reduce la :

$$\sum_{i=1}^{n} (n - 1)\,(t_{m,i} - t_{1,i}) = \max.$$

sau :

$$(t_{m,i} - t_{1,i}) = \max. \quad 1 \leqslant i \leqslant n$$

Rezultă următoarea regulă practică :

— pentru mulţimea „*N*” de table se calculează diferenţele dintre timpul de lucru pe ultimul utilaj şi timpul de lucru pe primul utilaj :

$$(t_{m,i} - t_{1,i})$$

— succesiunea pe flux a tablelor este dată de ordinea descrescătoare a diferenţelor :

$$(t_{m,i} = t_{1,i})$$

În aplicarea acestor metode, care au în vedere minimizarea duratei totale de aşteptare a utilajelor, trebuie să se ţină seamă şi de cerinţele impuse de procesul tehnologic. Modificarea profilului cilindrilor de lucru din cajele de laminare, ca urmare a uzurii, influenţează structura sortimentală pe parcursul unei campanii de laminare (între două schimbări de cilindri de lucru).

Profilul cilindrilor este corespunzător numai la începutul campaniei de laminare, după care, pe măsură ce uzura cilindrilor se măreşte, convexitatea scade, iar diferenţele de grosime, în secţiunea tablelor, cresc. Din această cauză, în practica laminării se aplică aşa-numita „regulă a celor două trapeze” pentru determinarea succesiunii sortimentelor de tablă pe parcursul unei campanii de laminare.

Avînd în vedere aceste cerinţe se poate formula un algoritm euristic pentru optimizarea succesiunii bramelor pe fluxul tehnologic.

Concluzii

Pentru optimizarea încărcării capacităţii de producţie a unui laminor de tablă groasă, pe lîngă cele patru modele prezentate, este important şi calculul automat al schemelor de laminare, model care nu este descris în această lucrare.

Primele două modele pot fi aplicate utilizînd un calculator Felix C—256 ; pentru următoarele trei este necesar un sistem de calcul cu funcţionare „on-line” în timp real, deoarece perturbaţiile care apar în procesul tehnologic pot diminua mult valoarea soluţiilor optime dacă nu se fac, în timp util, corecţiile impuse de aceste perturbaţii.

În cadrul Combinatului siderurgic—Galaţi au fost verificate cu date reale modelele de optimizare prezentate şi se estimează că prin aplicarea acestora se va obţine o eficienţă de aproximativ 5% din valoarea actuală a producţiei secţiei de laminare a tablei groase.

◆

Programarea şi urmărirea producţiei de ţevi la Întreprinderea de ţevi „Republica"—Bucureşti

Ec. M. Ghenici
Întreprinderea de ţevi „Republica" — Bucureşti
ec. A. Toia
Institutul de cercetări metalurgice — Bucureşti

CZ : 65.011 : 338.45

În cadrul Programului naţional de introducere a sistemelor informatice în economie şi dotarea cu tehnică de calcul, activitatea de realizare a sistemului informatic la I.T. Republica a început în 1973.

Introducerea sistemelor informatice în unităţile metalurgice a fost etapizată astfel :

— etapa I, off-line ;
— etapa a II-a, on-line.

Abordarea sistemică a întreprinderii a permis elaborarea unei concepţii de conducere a producţiei, structurată pe mai multe niveluri, legate între ele prin conexiuni directe şi inverse.

Obiectivele conducerii pe fiecare nivel sînt următoarele :

Nivelul 1 :

— programarea producţiei pe termen mediu (semestrial) se realizează în următoarea succesiune de lucrări :
  — verificarea încărcării capacităţilor de producţie cu repartiţii (cereri ale beneficiarilor) ;
  — elaborarea programului cadru semestrial, în scopul stabilirii politicii de contractare a producţiei, pe trimestre şi luni ;
  — contractarea producţiei cu beneficiarii.

Nivelul 2 :

— programarea producţiei pe termen scurt (lunar) asigură realizarea următoarelor lucrări :
  — verificarea încărcării capacităţilor de producţie cu contracte pe luna de plan (la acestea se adaugă şi eventualele restanţe sau, în caz de necesitate, contracte în avans) ;
  — elaborarea programului lunar de producţie pentru fiecare secţie ;
  — stabilirea necesarului de semifabricate.

Nivelul 3 :

— programarea operativă a producţiei include următoarele lucrări :
  — elaborarea programelor zilnice de fabricaţie pe secţii de producţie ;
  — conducerea în timp real a producţiei ;
  — urmărirea în timp real a producţiei ;
  — reprogramarea producţiei (în funcţie de sarcinile de fabricaţie din programele zilnice şi abaterile de la acestea) ;
  — elaborarea programului de livrări la magazie şi între secţiile productive.

Intrările şi ieşirile principale sînt următoarele :

— la nivelul 1 — intră repartiţiile de produse şi se obţin contractele de desfacere, încheiate în baza programului cadru ;

— la nivelul 2 — se utilizează contractele de desfacere (actualizate cu realizările perioadelor precedente) şi, în funcţie de indicatorii de plan şi posibilităţile de încărcare maximă a capacităţilor de producţie, se stabileşte specificaţia contractelor de realizat pe luna de plan şi programul de producţie lunar, defalcat pe zile, pentru fiecare secţie de producţie, astfel corelat încît să asigure continuitatea ciclului de fabricaţie. ;

— la nivelul 3 — se porneşte de la programul lunar şi de la realizările zilnice şi se obţin programele zilnice de fabricaţie pe fiecare secţie şi utilaj de bază, care în continuare stau la baza elaborării deciziilor de conducere în timp real a producţiei şi la urmărirea realizării acesteia.

În toate cele trei niveluri se utilizează datele tehnologice cuprinse în baza de date a sistemului informatic I.T.R., respectiv :

— fluxurile tehnologice ;
— productivitatea utilajelor pe fiecare fază tehnologică şi STD (sortotipodimensiune) ;
— timpul de funcţionare a utilajelor ;
— consumul specific de materie primă şi semifabricate pe fiecare operaţie tehnologică şi STD ;
— timpul necesar pentru schimbările de scule ;
— timpul şi perioadele de oprire a utilajelor ;
— condiţiile şi restricţiile tehnologice speciale.

Conexiunile principale stabilite în cadrul concepţiei generale sînt următoarele :

— conexiuni directe între niveluri şi prelucrări, pe care se situează intrările, aşa cum sînt :
  — contractele de desfacere ;
  — specificaţia lunară a contractelor de desfacere ;
  — programul lunar şi zilnic de fabricaţie ;
  — deciziile de conducere în timp real ;

— conexiuni inverse între niveluri şi lucrări, care asigură reglarea activităţii de conducere cu ajutorul unor categorii de ieşiri, aşa cum sînt :

— rapoarte de producţie ;
— note de predare produse ;
— note modificare-contracte ;
— note actualizare bază de date.

Parametrii dimensionali, cantitativi şi temporali ai circuitelor informaţionale şi ai buclelor de reglare (lungime, volum de informaţii, durată de prelucrare, durată de răspuns etc.) au fost stabiliţi în funcţie de proprietăţile sistemului de producţie real, care au impus trecerea în ritm accelerat la proiectarea, elaborarea şi implementarea subsistemului producţie, ca ansamblu integrat de lucrări, utilizînd pe scară largă mijloacele şi tehnicile de prelucrare automată a datelor.

— elaborarea specificaţiei lunare a contractelor ;
— elaborarea programelor lunare de fabricaţie ;
— urmărirea realizării contractelor ;
— elaborarea programelor zilnice de fabricaţie pentru laminoare, reductoare, filetaj şi trăgătorie ;

d) integrarea subsistemului producţie prin implementarea unor aplicaţii situate pe buclele de conexiune inversă şi dezvoltarea aplicaţiilor aflate în exploatare, respectiv :

— urmărirea zilnică a producţiei pentru laminoare şi celelalte secţii ;

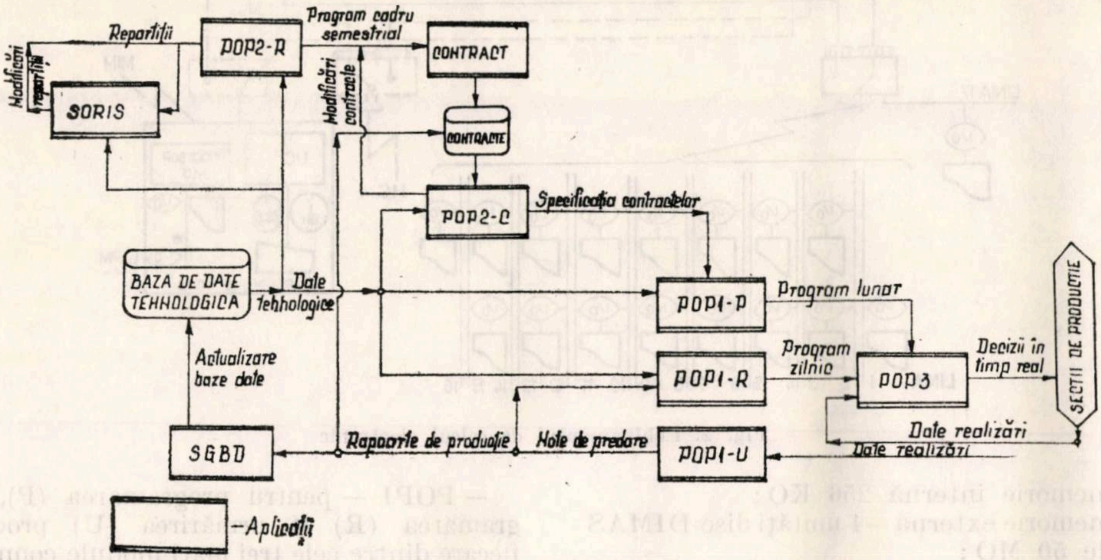

Repartiţii
POP2-R
Program cadru semestrial
CONTRACT
Modificări repartiţii
SORIS
Modificări contracte
CONTRACTE
POP2-C
Specificaţia contractelor
BAZA DE DATE TEHNOLOGICA
Date tehnologice
POP1-P
Program lunar
SECŢII DE PRODUCŢIE
Program zilnic
Decizii în timp real
POP1-R
POP3
Actualizare baze date
Date realizări
Date realizări
SGBD
Rapoarte de producţie
Note de predare
POP1-U
-Aplicaţii

Fig. 1. Schema de ansamblu a subsistemului producţie la Întreprinderea de ţevi „Republica"

Pornind de la concepţia de ansamblu prezentată în figura 1, activitatea de proiectare şi implementare a aplicaţiilor *) necesare pentru îndeplinirea obiectivelor conducerii s-a efectuat în următoarele etape principale :

a) colectarea, analiza şi verificarea datelor tehnologice ;

b) stabilirea structurii bazei de date (varianta 1), elaborarea şi implementarea aplicaţiei pentru gestiunea bazei de date ;

c) atacarea simultană, paralelă, a unor aplicaţii off-line de conducere şi urmărire a producţiei, pentru toate cele trei niveluri, respectiv :

— verificarea încărcării capacităţilor de producţie cu repartiţii ;
— contractarea producţiei ;
— stabilirea graficului de livrări la magazie şi între secţiile de producţie ;
— reprogramarea operativă a producţiei ;
— stabilirea variantei II a structurii bazei de date şi implementarea aplicaţiei pentru gestiunea acesteia, în concordanţă cu cerinţele specifice ale diverselor aplicaţii ;

e) dezvoltarea subsistemului producţie, prin implementarea de aplicaţii noi off-line şi on-line, respectiv :

—elaborarea modelului decizional pentru stabilirea programului cadru şi a politicii optime de contractare a producţiei ;
— conducerea în timp real a unor activităţi de producţie (1980) ;
— elaborarea modelelor de optimizare a unor faze şi operaţii tehnologice (1979) ;
— conducerea proceselor tehnologice (se va realiza după 1980) ;

f) integrarea subsistemului producţie în sistemul informatic al I.T.R., prin implementarea unor aplicaţii de graniţă, care asigură corelarea cu alte subsisteme (1977—1980).

---

* Prin aplicaţii se înţelege o succesiune de proceduri manuale sau automate (pachete de programe) de prelucrare a datelor, utilizînd reguli, criterii, modele şi algoritmi de calcul şi prelucrare, precum şi echipament electronic de calcul, în vederea realizării unor sarcini concrete, derivînd din obiectivele conducerii producţiei.

Echipamentul de calcul electronic, utilizat în cadrul sistemului informatic al I.T.R., prezentat în figura 2, este compus din:

— Două sisteme Felix C—256 cu următoarea configurație:

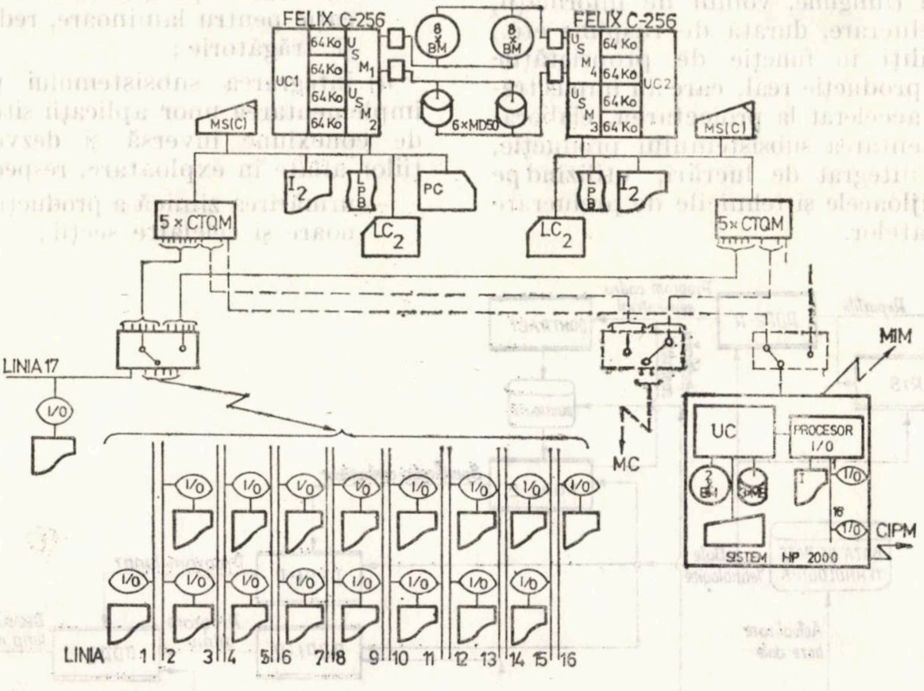


Fig. 2. Echipamentul de calcul electronic

— memorie internă 256 KO;
— memorie externă — 4 unități disc DIMAS de 50 MO;
— 8 unități de bandă magnetică;
— 2 imprimante rapide;
— 2 lectori cartele;
— 1 cititor bandă;

— Sistemul Hewlett Packard (HP 2000) cu configurația:

— memorie internă 128 KO;
— memorie externă — 2 unități disc de 15 MO;
— 2 unități de bandă magnetică;
— lector, imprimantă rapidă;
— 16 terminale HP 2640 A (terminale display cu claviatură și ecran) montate în secțiile de producție, Centrul de calcul și la conducerea întreprinderii.

Software-ul aplicativ, elaborat pentru subsistemul producție, se compune din următoarele pachete principale de programe:

— SGB — pentru gestionarea bazei de date și asigurarea accesului — prin module specifice — pentru aplicațiile subsistemului.

— SORIS — pentru verificarea încărcării capacităților de producție cu repartiții și contracte. Pachetul se compune din 24 programe, inclusiv modulele de acces la baza de date și utilizează un algoritm simplex, în două trepte, pentru alegerea variantelor de producție și stabilirea soluției optime pe care o editează într-o formă decodificată, direct utilizabilă.

— POP1 — pentru programarea (P), reprogramarea (R) și urmărirea (U) producției; fiecare dintre cele trei mari module componente (însumînd peste 50 programe) conține modele, algoritmi și programe de prelucrare și editare, specifice fiecărei secții de producție, precum și programe de conversie între sistemele Felix C—256 și HP—2000.

— POP2 — pentru stabilirea politicii de contractare a producției (semestrial) și a specificației contractelor scadente (lunar) se compune din 34 de programe care asigură accesul la baza de date, împărțirea pe luni a producției, verificarea încărcării capacităților de producție (cu ajutorul unui model matematic euristic și a unui algoritm de calcul deosebit de complex) și editarea rezultatelor finale într-o formă direct utilizabilă.

— POP3 — pentru conducerea în timp real a producției se află în fază de proiectare.

Limbajele de programare utilizate la elaborarea pachetelor de programe au fost: FORTRAN-IV, COBOL, BASIC, ASSIRIS.

Performanțele și rezultatele principale, obținute în cursul activității de implementare și exploatare a subsistemului producție, sînt următoarele:

— durata prelucrărilor este compatibilă cu cerinţele sistemului de producţie real, respectiv:

  — verificarea încărcării capacităţilor de producţie cu repartiţii şi contracte—4h;
  — stabilirea politicii de contractare a producţiei — 6 h;
  — elaborarea programelor lunare de fabricaţie, pentru toate secţiile de producţie — 8 h;
  — reprogramarea operativă zilnică a producţiei, pentru toate secţiile — 1h;
  — reducerea volumului de muncă manuală, de 4 ori;
  — îmbunătăţirea cu 5% a indicelui de funcţionare a utilajelor şi obţinerea unui spor de producţie de circa 2% anual.

Aşa cum s-a menţionat mai sus, în prezent s-a trecut la proiectarea pachetului de programe POP3, pentru conducerea în timp real a producţiei, cu următoarele obiective:

— conducerea operativă a producţiei;

— conducerea zonelor/liniilor tehnologice.

Conducerea operativă a producţiei are ca funcţie principală dirijarea metalului pe fluxul tehnologic, în timp real faţă de evenimentele ce au loc în procesul de producţie, în vederea realizării integrale a programelor operative (la nivel de rînd de program şi capacitate de producţie).

Dirijarea metalului se face printr-o serie de puncte de control, fixate de-a lungul fluxului tehnologic, prin care sistemul va transmite dispoziţiile de lucru şi va culege datele privind realizarea acestora.

Punctele controlate de sistem vor fi cele pentru care au fost elaborate programe operative (menţionate mai sus), la care se adaugă depozitele de semifabricate atît cele de aprovizionare, cît şi cele intermediare, la CTC-uri, serviciul de programare a producţiei la laboratoarele de analiză.

Conducerea operativă a producţiei foloseşte în intrare programele operative de producţie şi datele generate de evenimentele ce au loc pe fluxul de producţie (în punctele controlate de sistem).

Pentru dirijarea metalului pe flux, în cadrul „conducerii operative a producţiei", se vor realiza următoarele funcţiuni:

— urmărirea permanentă şi în timp real a evenimentelor ce au loc pe fluxul tehnologic, consemnîndu-se caracteristicile reale ale semifabricatelor şi locul în care se găsesc (avansarea metalului pe flux), durata de ocupare a capacităţilor, staţionări ale utilajelor, forţa de muncă ş.a.;

— ţinerea la zi a legăturilor dintre loturile de metal şi comenzile pentru care acestea sînt afectate (urmărirea avansării comenzilor pe flux);

— actualizarea permanentă a legăturilor referitoare la divizarea şi compunerea diferitelor loturi de metal;

— urmărirea operativă a încărcării capacităţilor şi actualizarea în baza de date operativă a încărcării programate în continuare, pe fiecare capacitate.

Tranzacţiile iniţiate în diversele puncte controlate de sistem vor activa o serie de prelucrări privind:

— actualizarea bazei de date operative;

— dirijarea în continuare a metalului, stabilind (pe baza programului, a stării capacităţilor şi a caracteristicilor reale) destinaţia următoare a metalului, operaţiile necesare şi capacitatea afectată.

Modificările neprevăzute privind caracteristicile semifabricatelor şi/sau legăturile menţionate mai sus sînt prelucrate de sistem şi corectate dinamic. Realizarea acestor funcţii se va face cu ajutorul unor module specializate pentru:

— refractarea permanentă a produselor pe comenzi;

— elaborarea programului în continuare şi reintroducerea în flux a semifabricatelor în aşteptare;

— evidenţa producţiei necesară a fi reprogramată.

Conducerea zonelor/liniilor tehnologice va permite transformarea programelor operative în dispoziţii pentru toate punctele de lucru aferente zonei sau liniei tehnologice. Pentru aceasta vor fi realizate o serie de module care vor permite:

— gestiunea fizică a depozitului din amonte, putînd determina în orice moment locul de amplasare a semifabricatelor;

— determinarea secvenţei de scoatere sau de încărcare;

— semnalizarea operaţiilor ce trebuie realizate, inclusiv legătura cu conducerea proceselor tehnologice;

— protocolarea rezultatelor şi legătura cu nivelul central, comparativ cu programele de fabricaţie.

Pentru realizarea acestei funcţii trebuie să se aibă în vedere utilizarea de semnalizări acustice şi luminoase (panouri de afişaj) pe lîngă terminalele de tip industrial.

În acest scop se prevede următoarea organizare a sistemului de prelucrare a datelor:

a) un sistem funcţionînd în Batch şi on-line, aferent activităţilor de gestiune economică (inclusiv programarea semestrială, programarea operativă şi urmărirea realizărilor);

b) un sistem funcţionînd on-line/timp real care asigură conducerea operativă a producţiei.

Configuraţia de echipamente , prezentată în figura 3, va fi structurată pe trei niveluri:

— nivelul 1 — aferent sistemului central de prelucrare a datelor;

— nivelul 2 — aferent sistemului pentru conducerea producţiei on-line/timp real;

— nivelul 3 — aferent conducerii proceselor tehnologice.

Nivelul 1 — sistemul central. Se va realiza prin două calculatoare de tip Felix: unul din calculatoare va fi destinat pentru conducerea producţiei de bază la nivelul unităţii, iar celălalt pentru gestiunea bazei de date, efectuînd prelucrări pe loturi şi on-line pentru activităţile de gestiune economică. Acesta din urmă constituie totodată rezerva celuilalt pentru asigurarea continuităţii funcţiei de conducere a producţiei în caz de pană la sistem.

Cuplarea terminalelor se va face prin linii telefonice comutabile la ambele calculatoare, prevăzute cu cuptoare CTQM. Terminalele cuplate la sistemul central vor fi de tipul conversaţional, cu ecran de vizualizare şi transmisie în mod mesaj.

Calculatoarele Felix vor lucra sub sistemul de operare SIRIS 3, care oferă facilităţi pentru realizarea tuturor tipurilor de prelucrări necesare. Gestiunea bazei de date se va asigura cu sistemul de gestiune a bazei de date (SGBD) — SOCRATE, existent şi testat.

Nivelul 2 — sistemul pentru conducerea operativă a producţiei. Sistemul de prelucrare a datelor destinate conducerii operative a producţiei (dirijării metalului pe flux) în regim on-line, timp real trebuie să realizeze în principal următoarele funcţiuni:

a) culegerea şi transmiterea datelor privind transformările şi mişcarea metalului pe flux, on-line, cît mai aproape de locul şi momentul apariţiei acestor date;

b) prelucrarea şi consultarea în mod convenţional, din punctele de dispecerizare şi control al metalului, al informaţiilor memorate în sistem, în vederea dirijării metalului pe flux;

c) transmiterea şi afişarea informaţiilor necesare în punctele de execuţie din/pe fluxul de producţie.

Pentru realizarea sistemului de prelucrare a datelor, destinat conducerii operative a producţiei, se preconizează folosirea a două minicalculatoare (sistem duplex), fiecare afectat gestiunii în timp real a unei zone din fluxul de producţie. În cazul căderii unuia din minicalculatoare, celălalt va prelua şi funcţiunile acestuia.

Reţeaua de terminale aferentă sistemului pentru conducerea producţiei on-line/timp real cuprinde:

a) terminale convenţionale de tip input-output cu imprimantă hardware în punctele de dispecerizare a producţiei (la nivel de schimb), laboratoare, puncte de control tehnic de calitat şi în Centrul de calcul;

b) terminale de culegere de date de tip input (I) în punctele de lucru din cadrul secţiilor de prelucrări la rece şi în depozitele de produse finite pentru raportarea producţiei realizate;

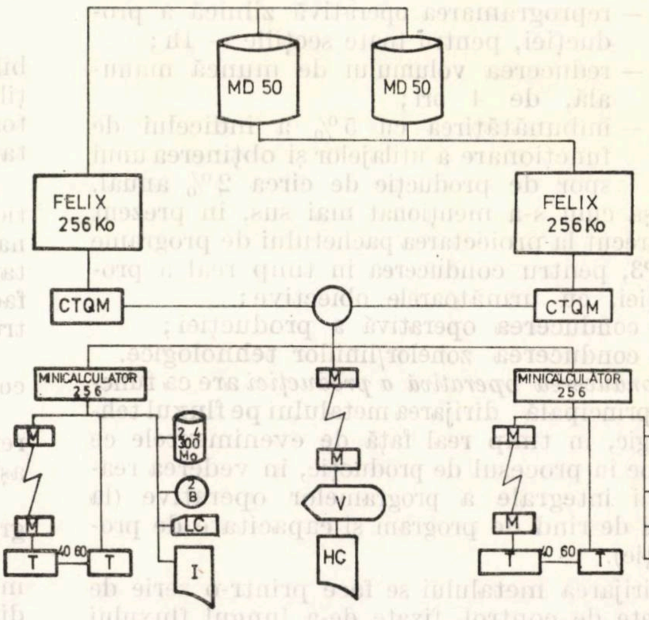


Fig. 3. Configuraţia sistemului pentru lucru în timp real

c) terminale de afişare de tip ecran (OV) şi module de tastaturi funcţionale şi numerice (ITF/N), pentru transmiterea programelor în punctele de lucru, pe liniile de laminare şi pentru confirmarea executării lor, realizînd în acelaşi timp sincronizarea diferitelor operaţii tehnologice în flux.

În caz de pană la aceste terminale, transmiterea datelor se va realiza folosind imprimanta HC de la cel mai apropiat terminal convenţional.

Nivelul 3 — aferent conducerii proceselor tehnologice, se va realiza prin sisteme specializate, capabile să prelucreze mărimi analogice şi să emită comenzi directe asupra utilajelor.

Pentru unele zone şi linii de laminare, nivelul *3* se preconizează să fie cumulat cu nivelul *2* în acelaşi sistem de prelucrare.

Rezultatele obţinute în prezent, precum şi preocupările privind dezvoltarea în viitorii ani, asigură introducerea metodelor moderne de conducere a producţiei şi vor permite creşterea eficienţei activităţii de producţie.

Prelucrarea automată a datelor privind evidenţa avariilor la utilajele tehnologice

Ec. I. Stoica
Combinatul siderurgic—Galaţi

CZ : 65.012.45.004.64

Obiectivul principal al activităţilor de întreţinere preventivă constă în depistarea stărilor de nesiguranţă în exploatarea unui utilaj, a punctelor tehnic slabe prin inspecţii sistematice şi desfăşurarea unor lucrări de întreţinere imediată care să facă posibilă înlăturarea acestei stări. În cazul cînd întreţinerea preventivă nu restabileşte siguranţa în exploatare se trece la întreţinerea corectivă.

Dacă totuşi avaria s-a produs, aceasta trebuie temeinic analizată pentru a depista cauzele de ordin :

— tehnic constructiv ;
— organizatoric ;
— disciplinar,

care au dus la oprirea utilajului şi, implicit, diminuarea cantitativă şi calitativă a producţiei, în scopul luării acelor măsuri care să facă posibilă nerepetarea producerii unui eveniment similar.

Pentru a motiva necesitatea efortului real, eficient şi permanent de evidenţă şi analiză sistematică a avariilor, se arată că dacă în anul 1978 acestea ar fi fost mai mici numai cu 5% laminorul de bandă la cald ar fi produs suplimentar aproximativ 50 mil. lei.

Evidenţa tuturor datelor aferente avariilor, prelucrarea lor pentru analize tehnico-economice constituie un domeniu în care calculatorul electronic poate fi utilizat eficient.

În acest context la C.S. Galaţi s-a proiectat şi se găseşte în stadiu de exploatare o lucrare de prelucrare automată a datelor despre avarii. Aceasta se înscrie în concepţia generală a noului sistem de întreţinere funcţională a utilajelor tehnologice.

Prin intermediul documentului Raport de avarie (fig. 1), conceput de către Direcţia mecano-energetică, se culeg datele referitoare la :

— durata ;
— natura şi cauza fiecărei avarii, pe utilaje ;
— consecinţele economice ;
— măsurile luate pentru îndepărtarea avariei etc.

Un exemplar se transmite la Centrul de calcul pentru prelucrarea automată a datelor din care rezultă :

Situaţia avariilor într-o perioadă.

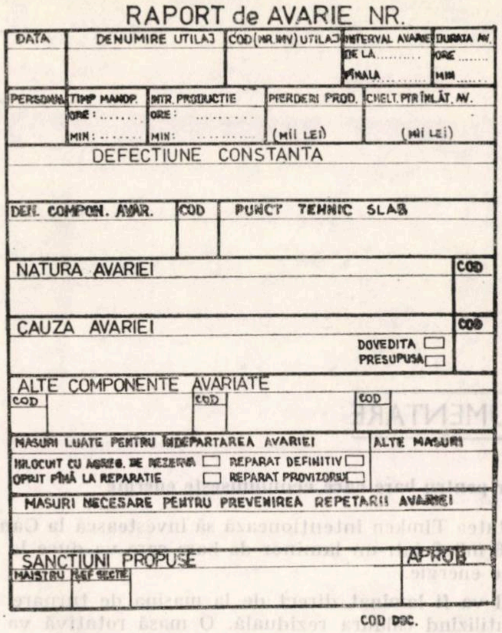
Situaţia conţine :

a) sinteza distribuţiei opririlor la nivel de uzină (secţie), privind totalul orelor de avarie şi numărul total al opririlor ;

b) sinteza distribuţiei opririlor pe cauze şi naturi ;

Informaţiile sînt utile deoarece indică ponderea avariilor pe :

— cauze, în scopul îmbunătăţirii inspecţiei tehnice, perfecţionării pregătirii profesionale, întăririi ordinii şi disciplinei la locul de muncă ;
— naturi, pentru a lua măsuri de ordin constructiv ;



RAPORT de AVARIE NR.

DATA
DENUMIRE UTILAJ
COD (NR. INV) UTILAJ
INTERVAL AVARIE: DE LA .... FINALA ....
DURATA AV.: ORE .... MIN ....
PERSONAL
TIMP MANOP.: ORE : .... MIN : ....
INTR. PRODUCTIE: ORE : .... MIN : ....
PIERDERI PROD. (MII LEI)
CHELT. PTR ÎNLĂT. AV. (MII LEI)
DEFECTIUNE CONSTANTA
DEN. COMPON. AVAR.
COD
PUNCT TEHNIC SLAB
NATURA AVARIEI
COD
CAUZA AVARIEI
COD
DOVEDITA ☐
PRESUPUSA ☐
ALTE COMPONENTE AVARIATE
COD
COD
COD
MASURI LUATE PENTRU ÎNDEPARTAREA AVARIEI
ÎNLOCUIT CU AGREG. DE REZERVA ☐
REPARAT DEFINITIV ☐
OPRIT PÎNĂ LA REPARATIE ☐
REPARAT PROVIZORIU ☐
ALTE MASURI
MASURI NECESARE PENTRU PREVENIREA REPETARII AVARIEI
SANCTIUNI PROPUSE
MAISTRU
ŞEF SECTIE
APROB
COD DOC.

Fig. 1

c) distribuţia cauzelor pe naturi, iar aceasta pe fiecare utilaj din uzină (secţie).

Pentru clarificarea unor noţiuni utilizate, se arată că prin punct tehnic slab se înţelege acea componenţă din utilajul tehnologic (ansamblu sau reper) a cărei stare de nesiguranţă (deteriorare) a declanşat avaria.

Exemple de natură (gen) avarie :

Blocare — pierderea posibilităţilor de plasare, gripare etc.

Decuplare — întreruperea alimentării cu energie, decuplarea reţelei, declanşare.

Deplasare — modificarea inadmisibilă de poziţie, de semicuplaje nealiniate, plăci de acoperire deplasate etc.

Exemple de cauze ale avariilor :

Suprasarcină — suprasolicitare mecanică sau electrică, încărcare excesivă, vibraţii etc.

Îmbătrînire şi oboseală — pierderea proprietăţilor mecanice în timp şi sub efectul solicitărilor.

Graficul situației avariilor pe fiecare utilaj într-o perioadă.

Evident se pot obține și alte situații considerate necesare de către utilizator.

De menționat că datele culese pot fi utilizate la analizele tehnico-economice mult mai ample, privind eficiența activităților de întreținere-reparații la determinarea durabilității componentelor utilajelor.

Pentru realizarea unei lucrări similare sînt necesare unele pregătiri prealabile minime, ca de exemplu :

— codificarea utilajelor și a componentelor acestora. Deoarece durata finalizării codificării este mare, se poate concepe și o codificare temporară ;

— determinarea și codificarea cauzelor și a naturii avariilor ;

— întocmirea de instrucțiuni clare și instruirea personalului implicat în culegerea datelor, precum și analiza tehnico-economică a avariilor.

Din experiența C.S. Galați se arată că, dintre toate manifestările negative față de noua lucrare, indecizia în momentele cheie ale utilizării este deosebit de păgubitoare.

◆

DOCUMENTARE

Laminor pentru bare care economisește energie

Societatea Timken intenționează să investească la Canton, Ohio, 16 mil. $ într-un laminor de bare care va duce la economii de energie.

Oțelul va fi laminat direct de la mașina de turnare continuă, utilizînd căldura reziduală. O masă rotativă va roti bara pe lungimea tăiată, la un unghi de 90°, pentru a fi introdusă în laminor. Acest laminor va prelucra și oțelul care vine de la alte echipamente ; de aceea se instalează în prezent un cuptor de încălzire cu vatră pășitoare, care poate fi aprins cu gaz natural sau cu păcură. În plus, se va instala un nou laminor de țevi, evaluat la 23,5 mil. $; produsele obținute aici vor fi destinate atît vînzării, cît și satisfacerii nevoilor societății. La uzina Gambrinus s-au instalat un nou cuptor de tip cu vatră mobilă și un nou pat pentru tăierea țaglelor ; patul va putea primi țagle de pînă la 140 mm diametru destinate laminorului perforator amplasat în cadrul uzinei Gambrinus, ca și laminoarelor de la Canton și Wooster.

(În : *Ironmaking and Steelmaking, Anglia, nr. 4, 1979, p. 3*)

Pînză de ferăstrău care asigură atenuarea zgomotului

Pînza de ferăstrău fabricată de firma Firth Brown Tools Ltd., Sheffield (Marea Britanie) diminuează zgomotul la tăiere cu 5—10 dB (A). Pînza este fabricată din două părți și este armată cu metal dur. Ferăstrăul Speedicut Mitia tip Q reduce, în funcție de materialul prelucrat, amplitudinea oscilațiilor în domeniul de frecvență între 500 și 800 Hz și limitează zgomotele provocate de turbulența aerului. Un ferăstrău cu disc și multe pînze, care tăia plăci de 25 mm din fibre dure cu ajutorul a opt pînze de 305 mm diam., producea la locul muncitorului un zgomot de 95 dB, zgomot care sa-a redus, cu ajutorul pînzei amintite, la 89 dB. Pînza de ferăstrău se compune din două părți identice, sudate în partea de jos în 12 puncte. Deși sînt sudate, cele două părți acționează independent în timpul vibrării. Efectul de atenuare se creează prin amortizarea sistemului. Pînzele de ferăstrău cu diametre între 220 și 630 mm se livrează cu danturi normale, fine și medii.

(În : *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 19, sept., 1979, p. 1074*)

Noi proiecte de investiții în industria aluminiului din Australia

Societatea Alumax a decis construirea unei uzine de aluminiu în insula Kooragang, din apropiere de Newcastle :

— Costul uzinei — 500 mil. dol. A (cca. 560 mil. dol. S.U.A.)

— Capacitatea inițială — 180 000 t/an

— Punerea în funcțiune — în cursul anilor 80

— Destinația producției — export în S.U.A., Japonia și Europa.

Alcan Australia Ltd. (70% Alcan) intenționează să investească 40 mil. dol. A la uzina de electroliză de la Kurri Kurri, pentru a mări capacitatea ei de producție de la 67 500 la 90 000 t/an. Aceste 22 000 t suplimentare sînt destinate companiei Nippon Light Metal Co, cu care s-a semnat un contract de aprovizionare pe opt ani. Livrările trebuie să înceapă în 1981, din momentul în care noua extindere va intra în funcțiune.

(În : *Revue de l'Aluminium, Franța, nr. 485, iun., 1979, p. 155*)

◆

Mat. Eugenia Giosanu, ec. Maria Preduţ
şi mat. Olga Ungureanu
Combinatul siderurgic—Galaţi

Programarea, cooperarea interuzinală, lansarea şi urmărirea fabricaţiei pieselor de schimb

CZ : 62–772.002.2

Exploatarea utilajelor metalurgice în condiţii de siguranţă în funcţionare necesită existenţa unui stoc optimal de piese de schimb pe fiecare sortiment. Înlocuirea limitată de componente uzate cu ocazia inspecţiilor tehnice, înlăturarea avariilor şi reparaţia utilajelor tehnologice presupune o activitate laborioasă de asigurare cu piese de schimb din surse diferite. Dintre acestea, sursa internă este cea de bază. Sectorul central specializat şi atelierele uzinale pentru fabricaţia pieselor de schimb sînt dotate cu un număr mare de maşini prelucrătoare la cald şi rece.

Chiar şi în condiţiile fabricaţiei de unicate sau serie mică de piese de schimb se pune problema economicităţii producţiei, a încărcării corespunzătoare a maşinilor prelucrătoare.

În acest context utilizarea calculatorului electronic în programarea detaliată pe comenzi şi poziţii, asigurarea cooperării interuzinale şi urmărirea fabricaţiei pe fluxul tehnologic este deosebit de utilă, deoarece asigură pregătirea tehnico-materială şi cu S.D.V.-uri ; pregătirea tehnologică şi organizatorică a locurilor de muncă ; cunoaşterea stadiului de execuţie pe etape tehnologice şi încărcarea operativă a maşinilor prelucrătoare.

Utilizarea eficientă a sistemului de prelucrare automată a datelor este condiţionată de realizarea unor lucrări pregătitoare, ca de exemplu crearea gestiunii datelor privind caracteristicile tehnice constructive, respectiv tehnologice ale utilajelor metalurgice şi componenţelor acestora, asigurarea unei dotări minime cu echipamente pentru prelucrarea mecanizată a documentaţiei (microfilmări, multiplicări desene, prelucrări de texte) şi pentru culegerea şi teletransmiterea datelor.

Lucrarea realizată asigură programarea producţiei de piese de schimb pe întregul flux de fabricaţie cu indicarea termenelor de execuţie pe fiecare fază tehnologică : turnare sau forjare, prelucrare la rece, tratament termic, vulcanizare, asamblare.

La întocmirea programului de fabricaţie se ţine seamă de necesarul orelor-maşină pe fiecare grupă de capacităţi prelucrătoare şi loc de producţie (secţie, atelier), de situaţia încărcării grupei de maşini prelucrătoare în perioada ce urmează a se efectua programarea fabricaţiei următorului lot de piese de schimb, de posibilităţile de cooperare externă (cu alte întreprinderi din ţară) şi interuzinală (în interiorul combinatului), de stadiul întocmirii tehnologiilor de fabricaţie atît pentru piesele de schimb, cît şi pentru S.D.V.-uri şi modele de turnare, de stocul de S.D.V.-uri şi modele de turnare, precum şi de asigurarea materială, cu combustibili, energii etc.

În programe se includ numai acele piese de schimb pentru care există asigurată tehnologia de fabricaţie.

Avantajul înmagazinării datelor tehnologice pe suporţi magnetici constă în utilizarea lor imediată ori de cîte ori se emite o nouă comandă.

De exemplu asigurarea documentaţiei tehnologice prin intermediul calculatorului electronic se face în maximum 24 h faţă de 4 –6 luni prin procedeul manual.

În plus această documentaţie se asigură selectiv, etapizat şi pentru fiecare operator. În acest mod ciclul total de fabricaţie se reduce cel puţin cu 25% faţă de organizarea din etapele anterioare.

În etapa următoare de dezvoltare a lucrării se are în vedere ca programarea producţiei de piese de schimb să se facă în funcţie de variaţia stocului de siguranţă determinat pe fiecare utilaj tehnologic.

Activitatea de programare, cooperare interuzinală, lansare şi urmărire a fabricaţiei pieselor de schimb se desfăşoară în cîteva etape. Etapizarea se face în funcţie de lucrările ce trebuie realizate, de cunoaşterea produselor programabile, de asigurarea tehnico-materială şi apoi tehnologică de execuţie, de livrare.

Pentru început se întocmeşte programul coordonator de fabricaţie de către compartimentul producţiei de piese de schimb. Programul conţine date referitoare la produs (cod, tipul tehnologiei de prelucrare), lot inclusiv pe eşalonări, termenele de execuţie pe faze tehnologice şi cel final de livrare, numărul de comandă, executanţii produselor pe fluxul tehnologic (cod secţie, atelier). Elementul cheie îl constituie fixarea termenelor de execuţie pe faze tehnologice şi cel final de livrare.

Datele conţinute în acest document se încarcă pe suporţi magnetici în vederea prelucrării lor automate.

Realizarea unei programări reale este condiţionată de cunoaşterea prealabilă a necesarului de ore-maşină şi/sau manoperă pe fiecare categorie de maşini prelucrătoare şi secţie, precum şi stadiul operativ al încărcării lor.

Necesarul de ore-maşină şi/sau manoperă se obţine din baza tehnologică de date, iar stadiul operativ al încărcării, prin prelucrarea automată a datelor referitoare la producţia programată şi realizată.

Atribuirea de numere de comandă pentru fiecare poziţie de fabricaţie reprezintă avantaje faţă de comenzile însoţite de specificaţii conţinînd zeci şi sute de poziţii.

Acestea se caracterizează, în reducerea duratei de proiectare tehnologică, prin aceea că produsele cu ciclu mai scurt nu trebuie să se găsească în aşteptare pînă la terminarea proiectării pentru toate poziţiile din specificaţie, în ordonarea fabricaţiei, inclusiv urmărirea execuţiei pe o durată convenabilă (12 –18 luni); evitarea creşterii stocurilor de producţie neterminată etc. Se menţionează că produsul pentru care se atribuie un singur număr de comandă poate fi de la cel mai complex pînă la reper. Cele menţionate mai sus se referă la abandonarea metodei de a trece în specificaţia aceleiaşi comenzi mai multe produse complexe împreună cu altele la nivel de reper şi urmărirea execuţiei la nivel de comandă (specificaţie completă).

Numărul de comandă adoptat este de fapt un cod multifuncţional care, din punct de vedere al prelucrării automate a datelor, face posibilă regăsirea informaţiilor referitoare la anul de plan al fabricaţiei, beneficiarul produselor, categoria lucrărilor etc.

Cooperarea interuzinală se asigură prin programul coordonator care conţine şi codul secţiei (atelierului), care preia produsul pentru faza următoare de prelucrare.

Codurile utilizate la întocmirea programului coordonator se extrag din nomenclatoarele pe utilaje, pe fluxuri tehnologice, pe maşini prelucrătoare şi meserii etc., care sînt editate la Centrul de calcul şi sînt puse la dispoziţia lucrătorilor din compartimentul de programare a producţiei.

Următoarea etapă cuprinde lansarea programelor operative de fabricaţie cu ajutorul calculatorului electronic.

Programul operativ constituie planul producţiei fizice şi se editează atît per total sector fabricaţie, cît şi pe fiecare uzină, secţie, altelier mecanic.

Programul operativ de fabricaţie este însoţit de lista cooperării interuzinale şi de bonurile de predare editate pe tipuri de tehnologii, eşalonări de loturi, secţii de execuţie.

De menţionat că în programul operativ de fabricaţie aferent secţiei sau atelierului mecanic uzinal de execuţie se indică şi secţia sau atelierul mecanic uzinal, care vor continua prelucrarea în faza imediat următoare a fluxului tehnologic.

Lista cooperării interuzinale conţine: informaţii referitoare la furnizorul din faţă al produsului aflat într-o anumită stare de prelucrare (turnat în vederea prelucrării la rece); lotul ce urmează a fi primit şi pînă la ce dată; cui i se va preda pentru continuarea prelucrării, mărimea lotului şi pînă la ce dată.

După lansarea programelor operative de fabricaţie urmează lansarea documentaţiei pentru asigurarea tehnico-materială şi de cooperare externă (cu alte întreprinderi din ţară), care cuprinde: centralizatorul consumurilor materiale şi necesarul de semifabricate turnate şi /sau forjate.

La timpul oportun, determinat de secţia sau atelierul mecanic uzinal în funcţie de durata de execuţie şi situaţia reală de pe fluxul tehnologic, cu ajutorul calculatorului electronic se lansează documentaţia tehnologică de execuţie care cuprinde: fişa tehnologică pe operaţii care include şi datele bonului de manoperă, bonul de consum, alte liste.

Lucrarea realizată la C.S. Galaţi facilitează şi rezolvarea cazurilor particulare de cooperare interuzinală, ca de exemplu asigurarea fişei tehnologice pentru o anumită operaţie tehnologică de execuţie şi produs, precum şi de decontare etapizată pe loturi fracţionate, fişa tehnologică pe operaţii, respectiv bonul de consum editîndu-se pentru diferenţa de executat.

Urmărirea fabricaţiei pieselor de schimb se realizează pe fiecare etapă, tip de tehnologie, secţie de execuţie, lot eşalonat, date programate etc.

Confirmarea execuţiei şi livrării se face prin nota de predare. Deoarece prelucrarea contabilă a acestor documente nu se face încă cu viteza necesară, pentru analizele intermediare (săptămînale, decadale sau la cerere) asupra stadiului operativ de realizare a programelor de fabricaţie s-a prevăzut culegerea datelor prin intermediul unei fişe de urmărire (pînă la dotarea cu terminale pentru culegerea şi teletransmisia datelor).

Cu frecvenţa prestabilită sau la cerere se editează o serie de documente pentru analize şi pregătirea deciziilor, ca de exemplu: lista abaterilor de la programele operative de fabricaţie, starea comenzilor programate, situaţia realizării comenzilor într-o perioadă dată etc.

*

Aplicînd experienţa acumulată se scot în evidenţă următoarele cerinţe minime pentru realizarea eficientă de lucrări prin intermediul calcultoarelor electronice în activitatea de fabricaţie a pieselor de schimb:

— existenţa unei concepţii unitare, o abordare sistemică a proiectării noului sistem şi o realizare etapizată;

— asigurarea structurilor cu date codificate atît pentru caracteristicile tehnice constructive ale utilajelor şi componentelor acestora, cît şi pentru cele tehnologice de fabricaţie;

— dotarea corespunzătoare cu echipamente şi instalaţii pentru prelucrarea automată a datelor, pentru culegerea şi teletransmisia datelor şi pentru prelucrarea mecanizată a documentaţiei tehnice (microfilmări, multiplicări, prelucrări de texte etc.);

— existenţa unui compartiment unic de programare a producţiei de piese de schimb la nivel de întreprindere;

— instruirea tuturor oamenilor muncii implicaţi în utilizarea metodelor şi tehnologiilor noului sistem;

— anihilarea neîntîrziată a tuturor manifestărilor de indecizie, de indiferenţă, de împotrivire la aplicarea noului sistem;

— echipa de proiectare şi realizare a noului sistem să fie formată din specialişti competenţi perseverenţi, buni finalizatori.

Ec. I. Turtă
Combinatul siderurgic—Galaţi

Gestiunea datelor privind caracteristicile tehnice constructive ale componentelor utilajelor tehnologice

CZ : 621—772 :025.4 : 681.32

Planificarea, pregătirea tehnologică, programarea, lansarea şi urmărirea activităţilor de întreţinere-reparaţii, determinarea consumurilor specifice aferente unui utilaj (piese schimb, materiale, manoperă, combustibili, energii etc.), urmărirea şi evidenţa costurilor cu întreţinerea şi reparaţiile utilajului, înmagazinarea şi mişcarea pieselor de schimb în magazii într-un combinat nu sînt posibile fără codificarea utilajelor tehnologice şi ale componentelor acestora.

Experienţa Combinatului siderurgic-Galaţi, a unor complexe metalurgice din străinătate, ca de exemplu Combinatul metalurgic Kosice din R.S. Cehoslovacă, British Steel Corporation, Italsider atestă necesitatea abordării codificării utilajelor metalurgice conform principiilor funcţionalităţii şi nu al caracteristicilor geometrice.

În acest context semnificaţia codului atribuit fiecărui utilaj şi/sau componentă a acestuia trebuie să răspundă următoarelor cerinţe :

a) *Tipul de codificare.* Deoarece codul este în acelaşi timp şi număr de desen pentru utilaj şi/sau componentă a utilajului, este foarte important a depista uşor, precis şi repede generatorul documentaţiei tehnice în toate cazurile în care sînt necesare documentări tehnologice şi/sau modificări în vederea satisfacerii cerinţelor noi, de exemplu de tribologie, în unele cazuri de înlăturare a avariilor etc.

b) *Identificarea componentelor pe familii sau unicate.* Noţiunea de familii de componente include acele ansambluri, subansambluri sau repere care se regăsesc în majoritatea utilajelor din combinat. Exemple de grupări : roţi de rulare, poduri transportoare tehnologice, cuplaje elastice, maşini electrice, transformatoare.

Acest mod de abordare ajută în activitatea de tipizare, de organizare a fluxurilor de fabricaţie a pieselor de schimb, de asigurare a reparaţiilor cu mijloace auxiliare (AMC, S.D.V., mijloace de transport etc.) în prelucrarea automată a datelor şi mecanizată a documentaţiilor. Utilajele sau componentele unicat nu se regăsesc constructiv în mai multe utilaje.

c) *Identificarea uzinei sau secţiei în care este montat utilajul respectiv.* Această cerinţă se exprimă numai pentru utilajele, respectiv componentele unicat.

d) *Descompunerea utilajului pe componente pînă la reper* (*componentă monolit*). Se va avea în vedere modalitatea rezolvării cazurilor de modificare constructivă a unor componente dintr-un utilaj paralel cu menţinerea în exploatare a celorlalte componente nemodificate constructiv în alte utilaje.

Rezolvarea practică se face prin extinderea codului cu 1—2 semne, ca de exemplu :

... 001 — ultimele cifre ale componentei nemodificate (nivel nedivizibil-reper) ;

... 001M — ultimele cifre ale primei variante modificate aferente componentei ..„...001" ;

... 0013M — ultimele cifre ale celei de a treia modificări aferente componentei „... 001".

Se menţionează că necesitatea extinderii codului apare şi în cazul ansamblelor sudate. În acest caz nivelul „... 001" poate lua forma „...0011" sau „ ... 00113".

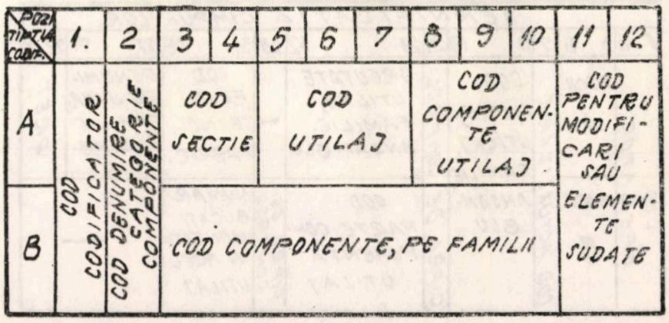
Producţia de piese de schimb în sectoarele centrale şi locale specializate ale unui complex industrial cu specific metalurgic are drept obiectiv fundamental asigurarea în timp optim a pieselor de schimb destinate înlocuirii celor care nu mai prezintă siguranţă în funcţionare şi se realizează în condiţii specifice, ca de exemplu :

— caracterul producţiei este de unicat şi/sau serie foarte mică ;

— fluxul tehnologic de fabricaţie este întrerupt frecvent pentru execuţia în regim de urgenţă a unor componente necesare prevenirii unei avarii iminente (constatate cu ocazia inspecţiei tehnice) sau înlăturarea celei efectiv produse.

În consecinţă rezolvarea problemelor specifice se face utilizînd metode şi tehnici diferite de cele practicate în întreprinderile constructoare de piese de schimb, unde această activitate este de bază, iar loturile formează serii mari şi foarte mari.

În figura 1 este prezentat un model de codificare pentru utilajele tehnologice montate.



POZIŢIA TIP CODIF.	1.	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
A	COD CODIFICATOR	COD DENUMIRE CATEGORIE COMPONENTE	COD SECTIE		COD UTILAJ			COD COMPONENTE UTILAJ			COD PENTRU MODIFICARI SAU ELEMENTE SUDATE	
B			COD COMPONENTE, PE FAMILII									

Fig. 1. Model de codificare pentru utilajele tehnologice montate

Semnificaţia poziţiilor codului este prezentată în tabelul 1.

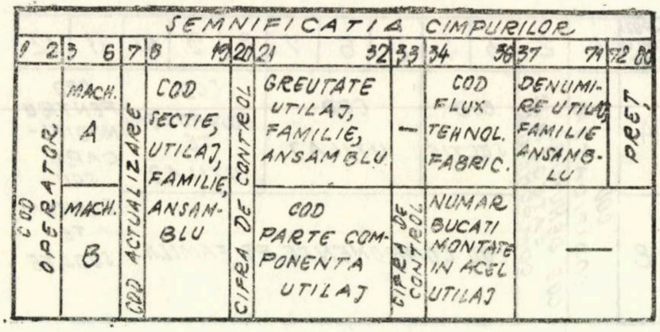
Tabelul 1

Semnificaţia poziţiilor codului de utilaj cu componente ale acestuia (fig. 1)

Poziţia în cod	Tipul de codificare	Semnificaţia
1	A,B	Codul institutului de inginerie tehnologică sau al colectivului care a realizat codificarea utilajelor. Acesta trebuie să se deosebească de semnele utilizate în codificarea pieselor de schimb standardizate pe economia naţională (HCM 352/03. 04.1971)
2	A,B	Codul pentru categorisirea componentelor. De exemplu : codul 1 se va atribui componentelor nestandardizate, montate în utilajele unicat ; codul 2 se va atribui componentelor grupate în familii de ansambluri
3,4	A	Codul secţiei (atelierului) în care se găseşte montat utilajul unicat
5,6,7	A	Codul utilajului unicat montat în secţie (atelier)
8,9,10	A	Codul în formă de număr secvenţial, aferent componentelor unicat din utilaj
3,4,5,6, 7,8,9,10	B	Codul componentelor grupate în familii de asamblare
11, 12	A,B	Codul atribuit modificărilor constructive la unele componente sau pentru elementele ansamblurilor sudate

Modelul indicat în figura 1 nu se referă la piesele de schimb standardizate, codificate conform cu prevederile H.C.M. 352/03.04.1971 şi metodologia de clasificare detaliată a produselor şi serviciilor din R.S.R. Codul acestora se preia întocmai.

Pentru a se putea asigura legătura dintre coduri structural diferite şi atribuite componentelor aceluiaşi utilaj montat, se recomandă modelul de machetă (ecran terminal, document -sursă) prezentat în figura 2.



SEMNIFICATIA CIMPURILOR									
1 2	3 6	7	8 19	20	21 32	33	34 36	37 71	72 80
COD OPERATOR	MACH. A	COD ACTUALIZARE	COD SECTIE, UTILAJ, FAMILIE, ANSAMBLU	CIFRA DE CONTROL	GREUTATE UTILAJ, FAMILIE, ANSAMBLU	—	COD FLUX TEHNOL. FABRIC.	DENUMIRE UTILAJ, FAMILIE ANSAMBLU	PRET
	MACH. B				COD PARTE COMPONENTA UTILAJ	CIFRA DE CONTROL	NUMAR BUCATI MONTATE IN ACEL UTILAJ	—	

Fig. 2. Modelul structural pentru culegerea datelor în vederea încărcării fişierului ,,nomenclator''

În vederea unei mai bune înţelegeri se prezintă următoarele detalii privind semnificaţia cîmpurilor :

Macheta A. Se referă la indicarea caracteristicilor tehnice constructive ale utilajelor şi componentelor acestora.

În cîmpul format de coloanele 8 la 19 se înscrie codul utilajului unicat sau al familiei de componente sau al unei componente pînă la nivel reper inclusiv.

În cazul cînd se urmăreşte distribuţia numerică a utilajelor pe secţii şi/sau uzine tehnologice, în acest cîmp se înscrie codul acestora.

În figura 3 este prezentată schema generală de codificare, inclusiv pentru macheta B.

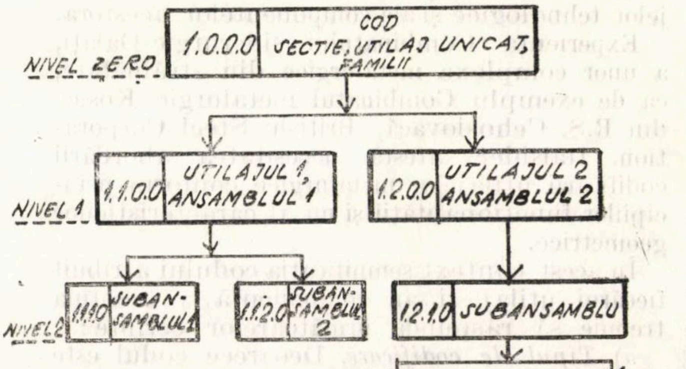


Fig. 3. Niveluri de structuri codificate

În cîmpul cuprins între coloanele 21–32 se completează greutatea utilajului sau a componentei înscrise în coloanele 8–19. În coloana 34 se indică gradul desfăşurării sau atribuirii de coduri (complet, parţial, nedesfăşurat). Codurile fluxurilor tehnologice de fabricaţie a pieselor de schimb realizate cu forţe proprii (în interiorul combinatului) se înscriu în coloanele 35 şi 36 (pe variante tehnologice).

În cîmpul format de coloanele 37–71 se înscrie denumirea uzinei (secţiei, atelierului) în care sînt montate utilajele codificate (conform cu cele descrise la macheta B) sau caracteristicile tehnice constructive ale utilajelor, respectiv ale componentelor, desfăşurate pînă la reper inclusiv. În cele mai multe cazuri nu se poate face o descriere completă a caracteristicilor tehnice datorită restricţiilor de machetă. În desenul tehnic se regăsesc însă integral.

Costul unitar aprobat se înscrie în cîmpul format de col. 72–80.

Macheta B. În cîmpul mărginit de coloanele 21–32 se înscrie codul utilajului montat în uzina (secţia, atelierul) al cărei cod s-a înscris în coloanele 8–19, conform cu prevederile machetei A sau codul componentei de nivel inferior de desfăşurare ce aparţin unei componente de pe nivelul de desfăşurare imediat superior.

În coloanele 34—36 se înscrie numărul de utilaje montate în uzină (secţie, atelier) sau numărul de bucăţi din componenta respectivă, montate în utilaj.

Domeniile de utilizare a gestiunii datelor privind caracteristicile tehnice constructive, organizată pe suporţi magnetici în vederea prelucrării automate a datelor codificate aferente :

— componentelor utilajelor tehnologice ;

— distribuţiei utilajelor pe uzine (secţii, ateliere) şi componentelor standardizate pe familii de piese de schimb, pot fi :

1. evidenţa şi inventarierea pieselor de schimb pe utilaje, respectiv a utilajelor pe uzine (secţii, ateliere) ;
2. pregătirea tehnologică, tehnică şi materială a inspecţiilor tehnice, a reviziilor şi a reparaţiilor.
3. pregătirea tehnologică, tehnică şi materială a fabricaţiei pieselor de schimb în interiorul întreprinderii ;
4. programarea, lansarea şi urmărirea inspecţiilor tehnice, precum şi a reparaţiilor ;
5. evidenţa automată a avariilor ;
6. întocmirea necesarelor de piese de schimb ;
7. evidenţa costurilor cu întreţinerea utilajelor tehnologice ;
8. organizarea depozitelor de piese de schimb centrale şi pe uzine tehnologice, a fluxului de eliberare în consum ;
9. programarea, lansarea şi urmărirea fabricaţiei pieselor de schimb ;
10. determinarea consumurilor specifice de piese de schimb, manoperă, combustibili, energii etc., pe utilaje ;
11. stabilirea componentelor vitale, pe utilaje, pentru care să se întocmească tehnologii de fabricaţie care să fie prelucrate cu ajutorul calculatoarelor electronice ;
12. evidenţa stocului fizic de piese de schimb de siguranţă.

DOCUMENTARE

O nouă uzină de fabricare a laminatelor din aluminiu în S.U.A.

Compania ,,Jim Walter Corp." intenţionează să construiască o uzină pentru producerea a 22,7 mii t/an folii de aluminiu şi tablă subţire. Costul acestei construcţii se estimează la 27 mil. dol., iar darea ei în exploatare este prevăzută pentru anul 1981.

Compania amintită este producătoare a numeroase tipuri de materiale de construcţie. Producţia uzinei va fi folosită de o secţie a acesteia, care se ocupă de producţia blocurilor pentru ferestre, precum şi de secţia care fabrică materialul ,,celotex".

Noua secţie a firmei ,,Jim Walter Metals" se va ocupa de construcţia şi exploatarea uzinei. Compania ,,Hunter Engineering Inc." (din Riverside, statul California) va furniza utilajul necesar, va asigura serviciile de tipul engineering, precum şi tehnologia.

De asemenea, firma ,,Jim Walter Corp." a încheiat un acord pe termen lung cu compania ,,Alumax, Inc." (din San-Mateo, statul California), privind livrarea lingourilor de aluminiu, care vor servi ca materie primă pentru întreprinderea sa. Livrările anuale de lingouri se evaluează la 12 mil. dol. Acţiunile companiei Alumax, Inc. se repartizează astfel : 50% aparţin firmei Alumax, Inc., 45% — Mitsui and Co şi 5% — Nippon Steel Corp.

(În : *BIKI, U.R.S.S., nr. 74, 26 iulie, 1979, p. 3*)

Protecţia anticorosivă prin acoperiri cu tantal

În cadrul firmei Degussa funcţionează un sector care se ocupă de mai mulţi ani cu depunerea tantalului prin electroliza în stare topită. Numeroase părţi de construcţie, acoperite prin această metodă, prin conectare catodică într-o baie de săruri de fluor de mare puritate, la 800°C, se utilizează astăzi în serie, cu succes, în medii agresive variate. Cîteva exemple de utilizare : flanşe, ventile de închidere, valve cu bile, mantale de arbori, fusuri, mantale de protecţie pentru termocuple şi termometre, care se utilizează în industria chimică pentru construcţia armăturilor, mecanismelor de închidere, pompelor şi echipamentului de reglare şi control.

Ductilitatea şi tenacitatea, insensibilitatea mare la impact şi şoc şi rezistenţa la şocuri termice sînt caracteristici importante pentru utilizarea acestor straturi de acoperire. Proprietăţile pieselor acoperite se pot adapta domeniilor de utilizare prin alegerea materialelor de substrat adecvate.

Acoperirea se poate realiza fără dificultăţi la oţelurile speciale şi de scule şi la cupru degazat. Straturile de tantal sînt etanşe, fără pori, chiar la o grosime de cîţiva microni.

Grosimea straturilor pînă la 150 µm s-a dovedit foarte economică. Dacă este necesar să se obţină, după acoperire, toleranţe de ajustaj prin rectificare, se aplică straturi de pînă la 300 µm. Se pot realiza acoperiri ale cusăturilor sudate prin sudură cu gaze inerte de wolfram.

Încercări mai recente au dovedit că este posibilă laminarea tablei acoperite cu tantal, pînă la grosimea foliilor, fără a se desprinde stratul de acoperire. Aceste folii se pot folosi ca membrane sau discuri de rupere. Prin alegerea corectă a materialului de suport şi definirea gradelor de deformare se pot atinge valori de rezistenţă pînă la duritatea arcurilor.

(În: *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 19, sept., 1979, p. 1075—1076*)

Gestiunea datelor privind caracteristicile tehnologice ale componentelor utilajelor metalurgice

Mat. M. Gorie
Combinatul siderurgic—Galați

CZ : 621—772 : 025.4 : 681.32

Programarea, lansarea și urmărirea fabricației pieselor de schimb în sectoarele centrale specializate pentru intreținerea și reparația utilajelor tehnologice metalurgice, inclusiv pentru înlăturarea avariilor constituie o activitate deosebit de complexă, deoarece :

— presupune codificarea utilajelor metalurgice, a componentelor acestora și a S.D.V.-urilor nestandardizate ;

— se realizează în condiții de unicat sau serie foarte mică, de întrerupere frecventă a procesului de producție pentru execuția unor componente cerute în regim de urgență ;

— necesită ca în prealabil să se asigure tehnologia de fabricație pentru toate fazele fluxului, inclusiv petru S.D.V.-uri și modele de turnare (dacă este cazul) ;

— implică determinarea exactă a necesarului de materiale și semifabricate pe calități și cantități pe sortotipodimensiuni, în vederea evitării, imobilizărilor de fonduri și stocuri peste trebuințele reale ;

— trebuie să se asigure documentația tehnică, prelucrată calitativ și la nivelul necesarului, pentru a evita rebuturile și prelungirea ciclului programat de fabricație, ca urmare întreruperilor repetate pentru noi detalii tehnice, respectiv refacerilor ;

— urmărirea operativă a stadiului încărcării grupelor de mașini-prelucrătoare, pe flux, constituie o necesitate imperioasă și, deci, împreună cu volumul de prelucrare (ore-mașină) contribuie hotărîtor la fixarea termenelor intermediare și a termenului final de execuție ;

— programarea producției de piese de schimb trebuie să se facă pentru întregul flux tehnologic, inclusiv pentru asigurarea :

a) S.D.V.-urilor și modelelor de turnare ;

b) cooperărilor externe (în afara întreprinderii) ;

c) cooperărilor interuzinale ;

— lansarea documentațiilor trebuie să se facă etapizat și mecanizat, implicînd un număr minim de personal ;

— urmărirea fabricației trebuie să asigure informații exacte și la cerere asupra stadiului efectiv de execuție în vederea analizelor și luării de hotărîri (reprogramări, sistări, întreruperi pe o anumită durată etc.) ;

— trebuie să asigure organizarea producției și a muncii, evidența contabilă, urmărirea costului, a indicatorilor de plan, inclusiv eficiența economică.

Cele prezentate mai sus sînt tot atîtea restricții ce trebuie luate în analiză la proiectarea sistemului cibernetic care să includă și pe cel informatic și care determină natura (conținutul) procedurilor, tehnicilor și metodelor de utilizare a acestora.

De exemplu proiectarea și implementarea sistemului informatic pentru programarea, lansarea și urmărirea producției de piese de schimb va avea cu siguranță o slabă eficiență dacă în prealabil nu se realizează codificarea utilajelor,a componentelor acestora, a S.D.V.-urilor nestandardizate, a modelelor de turnare, a fluxurilor tehnologice, respectiv lucrarea privind pregătirea tehnologică. Pe baza experienței acumulate la C.S. Galați, a documentării asupra altor experiențe din țară, respectiv de la Combinatul metalurgic Kosice din R.S. Cehoslovacă, mai jos se vor recomanda cîteva modalități de rezolvare a unor probleme-cheie care, cu certitudine, vor fi întîlnite în fiecare întreprindere metalurgică de către colectivele de proiectare a noilor sisteme.

Acestea se referă la situația neutilizării pachetelor de programe de firmă, deoarece practic nu pot fi asigurate multe din cerințele standard, ca urmare a naturii producției de unicat cu frecvente întreruperi de durată imprevizibilă pentru execuția altor piese de schimb cerute în regim de maximă urgență.

Prima dintre recomandări constă în abordarea sistemică cu realizarea etapizată a lucrărilor de prelucrare automată a datelor, care să se încadreze în concepția generală privitoare la conducerea și organizarea activităților de întreținere-reparații la utilajele metalurgice conform cu modelul de tip funcțional.

De asemenea trebuie avut în vedere că activitățile de întreținere-reparații, inclusiv de fabricație a pieselor de schimb sînt însoțite de un mare volum de documentații tehnice (desene, instrucțiuni etc.) fără de care lucrările nu pot fi realizate.

În consecință sistemul informatic aferent poate deveni util numai dacă s-au proiectat corespunzător și procedurile pentru mecanizarea acestei documentații (microfilmări, multiplicări, prelucrarea textelor instrucțiunilor, acoperirea cu folii de plastic a acelor documentații ce sînt utilizate în medii deschise sau toxice etc.), s-au prevăzut dotările aferente, sursele și etapele de asigurare.

Baza tehnologică organizată pe suporți magnetici trebuie să fie creată și dezvoltată independent de activitatea de comandare a pieselor de schimb, iar datele să cuprindă :

a) codurile componentelor ;

b) tipurile de tehnologii (turnare, forjare, prelucrare la rece, tratament termic, asamblare etc.) ;

c) operaţiile tehnologice, pe variante.

Pentru a asigura calitatea execuţiei este necesar ca operaţia să fie descrisă complet, să cuprindă toate caracteristicile tehnice, inclusiv cele pentru C.T.C. În producţia de unicat şi serie foarte mică nu poate fi preluată metoda utilizată la seriile foarte mari de a se indica operaţia în mod sintetic, ca de exemplu,, debitare" ; ,,frezare" ; ,,mortezare" etc., deoarece nu foloseşte nici operatorilor la maşini şi nici programatorilor producţiei.

Primii au nevoie de o detaliere a lucrării, iar ceilalţi programează şi urmăresc producţia fizică la o anumită tehnologie şi nu pe operaţii :

d) codurile meseriilor şi/sau maşinilor prelucrătoare (sînt codificate pe economia naţională şi se preiau ca atare) ;

e) codurile S.D.V.-urilor standardizate sau nestandardizate necesare realizării operaţiei, respectiv modelelor pieselor turnate.

S.D.V.-urile standardizate sînt codificate pe economie, iar cele nestandardizate urmează a fi codificate, conform principiilor proprii, de către compartimentul tehnologic din întreprindere.

Se recomandă să se utilizeze principiul codificării funcţionale cu semnificaţii multifuncţionale, care să includă :

— identificatorul specific ;

— anul proiectării S.D.V.-urilor nestandardizate sau a modelului pieselor turnate.

Această informaţie este deosebit de utilă în practica uzinală pentru a identifica variantele de S.D.V.-uri nestandardizate şi de modele existente în stoc ;

— tipul S.D.V.-urilor nestandardizate (pentru prelucrări la cald, respectiv la rece) ;

— grupa de S.D.V.-uri nestandardizate sau a modelelor. De exemplu S.D.V.-urile nestandardizate pentru prelucrări la cald se subdivid în dispozitive de turnătorie, pentru tratamente termice etc. ; cele pentru prelucrări la rece, în dispozitive, ştanţe etc., iar modelele, în garnituri pentru modele, cutii de miez etc. ;

— numărul secvenţial de ordine în cadrul grupei, tipului de S.D.V. sau model şi al anului calendaristic.

S.D.V.-urile nestandardizate şi modelele pentru piese turnate sînt costisitoare, ca urmare a materialului de calitate din care sînt executate. În plus cer o perioadă lungă de execuţie şi lucrători deosebit de pregătiţi profesional. De aceea evidenţa şi urmărirea lor reprezintă o necesitate imperioasă, ce rezultă din posibilitatea reducerii cheltuielilor generale de fabricaţie a pieselor de schimb şi scurtarea ciclului complet de producţie.

f) consumurile tehnologice materiale de piese de schimb standardizate etc.

Pentru aceasta este necesar ca materialele să fie codificate, iar gestiunea organizată pe suporţi magnetici.

Încărcarea bazei tehnologice de date, organizată pe suporţi magnetici, se va realiza şi exploata etapizat, deoarece completa încărcare va dura 5—10 ani. Se recomandă să se înceapă cu tehnologiile aferente componentelor organizate pe familii, deoarece acestea se regăsesc în majoritatea utilajelor, precum şi cu datele tehnologice aferente componentelor cheie din utilajele metalurgice de bază, ale celor care se avariază mai frecvent sau care au un consum mare.

O fructuoasă colaborare între colectivul de proiectare a sistemelor informatice şi colectivele de proiectări tehnologice va asigura o eficienţă sporită încă din faza de început a lucrării.

Colaborarea trebuie extinsă prin atragerea unor proiectanţi la cursurile de analişti în sisteme informatice, în dotarea compartimentelor proiectări tehnologice cu calculatoare electronice miniaturale şi de birou, precum şi cu echipamente de prelucrare a documentaţiei tehnice (microfilmări, citiri, desen etc.) în vederea creşterii productivităţii şi calităţii muncii lor.

Constituirea şi dezvoltarea etapizată a bazei tehnologice de date prezintă următoarele avantaje mai deosebite :

— scurtează ciclul complet de fabricaţie a pieselor de schimb cu forţe proprii cu cel puţin 30% ;

— dă posibilitatea determinării întregului necesar de materiale, piese de schimb standardizate, de semifabricate (piese brut turnate sau forjate) ;

— se stabilesc lucrările de cooperare în afara întreprinderii ;

— ajută la întocmirea planului de încărcare a capacităţilor de producţie de piese de schimb ;

— asigură cooperarea interuzinală.

* * *

Sistemul de codificare a utilajelor și componentelor acestora, utilizat la C.S. Galați

Tehn. D. Pașcu
I.C.P.P.A.M.–Galați

CZ : 669.02 .09 : 025.4

Sistemul de codificare elaborat de I.C.P.P.A.M., utilizat la C.S.G., a fost realizat și se aplică cu rezultate bune prin colaborarea dintre I.C.P.P.A.M. și Centrul de calcul de la C.S. Galați.

Obiectul acestei lucrări constă în perfecționarea conducerii activităților de întreținere-reparații și asigurare cu piese și ansambluri de schimb a agregatelor și instalațiilor siderurgice, în vederea exploatării lor, continuu, la indici calitativi superiori.

La conceperea și utilizarea sistemului s-au avut în vedere :

— asigurarea condițiilor în vederea utilizării tehnicii de prelucrare automată a datelor în activitatea de întreținere-reparații, stabilirea corectă a necesarului și asigurarea pieselor și ansamblelor de schimb, pregătirea tehnologică a fabricației, programarea, lansarea și urmărirea fabricației pieselor de schimb, gestionarea stocurilor, stabilirea și optimizarea cheltuielilor de întreținere etc. ;

— necesitatea organizării activității de tipizare a ansamblelor cu grad ridicat de uzură și utilizare, în vederea eliminării documentației extrem de eterogene ca rezultat al executării ei de un mare număr de institute de proiectare din țară și străinătate ;

— necesitatea creării unor condiții moderne de asigurare a documentațiilor necesare în activitatea de întreținere-reparații ;

— cunoașterea în timp util a utilajelor, instalațiilor și subansamblelor pentru care există sau lipsește documentația și cum poate fi procurată sau realizată ;

— necesitatea organizării unei arhive de originale pentru documentația executată de I.C.P.P.A.M. și a unei filmoteci de microfilme pentru toată documentația executată de institutul nostru și de alte institute din țară.

Sistemul de codificare s-a urmărit a fi conceput *multifuncțional* care, prin mulțimea de simboluri și succesiunea lor logică, să furnizeze un volum corespunzător de informații privind :

— structura fluxului tehnologic integrat al C.S. Galați ;

— caracterul de unicat și diversitatea principalelor agregate și instalații siderurgice ;

— existența unui important număr de ansamble de schimb ce se repetă în componența utilajelor, instalațiilor, podurilor rulante și necesitatea tipizării lor în perspectivă ;

— volumul mare de ansamble și repere tipizate și standardizate din componența utilajelor, instalațiilor, podurilor rulante.

Schema de principiu

Schema de principiu a sistemului de codificare realizat de I.C.P.P.A.M. asigură atribuirea unui cod din 12 cifre fiecărei categorii de utilaje și componente ale acestora, în patru soluții de codificare (fig. 1).

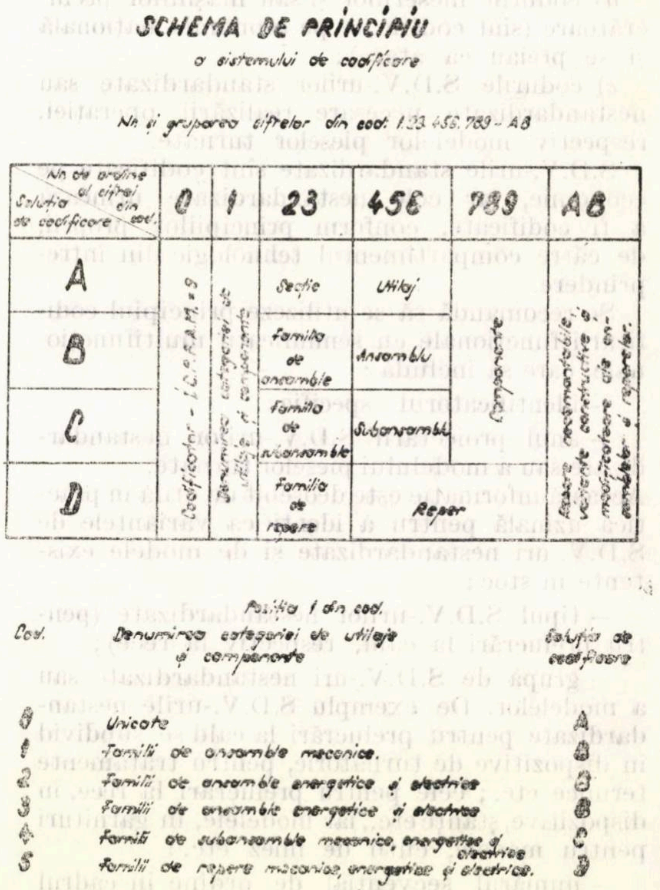

SCHEMA DE PRINCIPIU
a sistemului de codificare
Nr. și gruparea cifrelor din cod: 1.23.456.789 - AB
Nr. de ordine al cifrei din cod.
Soluția de codificare
0
1
23
456
789
AB
A
B
C
D
Codificator - I.C.P.P.A.M. = 9
Denumirea categoriei de utilaje și componente
Secție
Utilaj
Familia de ansamble
Ansamblu
Familia de subansamble
Subansamblu
Familia de repere
Reper
Componente
Repere nestandardizate, variante constructive și modificatoare ale ansamblelor și reperelor
Poziția 1 din cod.
Cod.
Denumirea categoriei de utilaje și componente
Soluția de codificare
0
Unicate
A
1
Familii de ansamble mecanice.
B
2
Familii de ansamble energetice și electrice
B
3
Familii de ansamble energetice și electrice
B
4
Familii de subansamble mecanice, energetice și electrice
C
5
Familii de repere mecanice, energetice și electrice.
D

Fig. 1

Soluțiile de codificare *A*, *B*, *C*, *D* asigură codificarea în patru subsisteme, astfel :

1. UNICATE – SECȚII cuprinde utilaje, instalații energetice (H.T.V.) și electrice, poduri rulante (pe secții), codul simbolizînd succesiv : codificatorul, categoria unicate, agregatul sau instalația, componentele acestora cu caracter de unicat.

Subsistemul UNICATE-SECȚII sistematizează totalitatea uzinelor fluxului tehnologic integrat, cuprinzînd secțiile de producție cu agregatele tehnologice, instalațiile și podurile rulante ale acestora.

Astfel UAF — Uzina aglomerare furnale — reprezintă un subsistem ce asigură codificarea utilajelor, instalațiilor și podurilor rulante ale fluxurilor tehnologice din secțiile :

— P.M.P. — parcul de materii prime ;
— aglomerare nr. 1 și 2 ;
— funalele nr. 1—6.

Fiecare secție, fiecare utilaj, respectiv instalație dintr-o secție pot fi deosebite prin cod. Totalitatea codurilor componentelor unicate ale utilajelor dintr-o secție reflectă relația de apartenență la secția și utilajul ce-i corespund.

2. FAMILII DE ANSAMBLE MECANICE, energetice (HTV), electrice, codul simbolizînd succesiv : codificatorul, categoria—familia de ansamble, ansamblul, componentele acestuia.

Subsistemul FAMILII DE ANSAMBLE sistematizează, pe specialități, următoarele familii de ansamble :

— mecanice : reductoare, cuplaje, frîne, arbori cardanici, role pentru căile cu role, cilindri hidraulici și pneumatici, ansamble tipizate TB etc. ;

— energetice (HTV) : pompe, robinete, ventilatoare, exhaustoare, filtre, compresoare, clapete, schimbătoare de căldură etc. ;

— electrice : motoare, transformatoare, contactoare, relee, aparataj de comandă și protecție, dulapuri cu aparataj, AMC etc.

3. FAMILII DE SUBANSAMBLE

4. FAMILII DE REPERE

Subsistemele FAMILII DE SUBANSAMBLE ȘI REPERE sistematizează în mod asemănător familiilor de ansamble pe specialități mecanice, energetice și electrice subansamblele și reperele de schimb ce se repetă în componența utilajelor din diferite secții.

5. Subsistemul FAMILII DE ANSAMBLE și REPERE STANDARDIZATE a preluat și utilizat, la codificarea componentelor standardizate ale utilajelor, instalațiilor și ansamblelor, principiile, metodologia și codurile din sistemul de codificare al R. S. România.

Prin FAMILIE, în sistemul de codificare, se înțelege un grup de ansamble, subansamble sau repere cu rol funcțional și caracteristici asemănătoare, în funcție de diversitatea de tipodimensiuni.

În cadrul familiilor se pot crea plaje de coduri pe grupe de tipodimensiuni.

În figura 2 este reprezentată structura sistemului de codificare.

Utilizare, avantaje

Codul se atribuie, după un complex de reguli, secțiilor, utilajelor, instalațiilor și componentelor acestora, fiind scris pe documentația de execuție, în desfășurătoarele de legături, în vederea înregistrării în calculator pentru a asigura figura GESTIUNEA DATELOR privind carateristicile tehnico-constructive ale utilajelor și componentelor acestora și pe

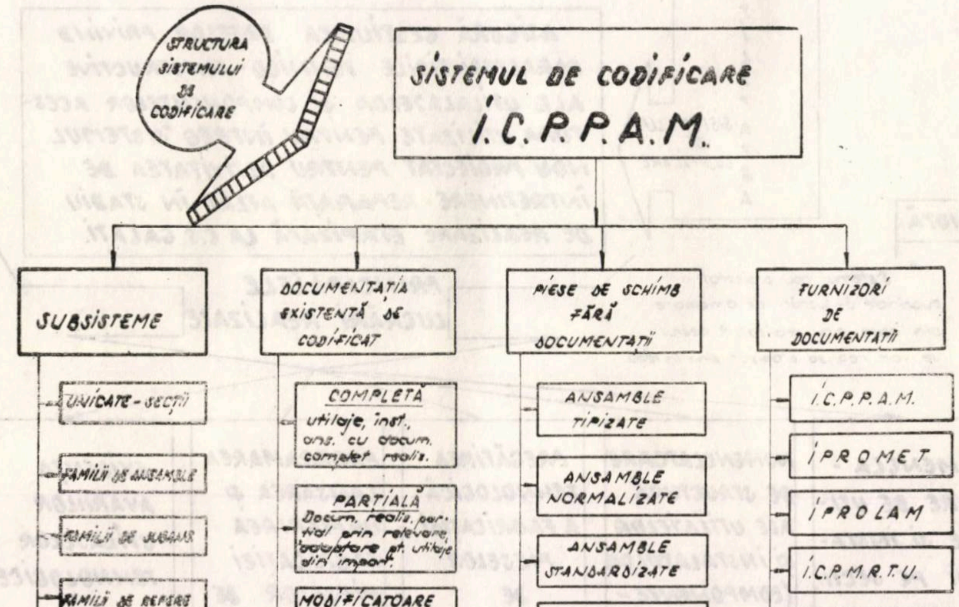

STRUCTURA SISTEMULUI DE CODIFICARE
SISTEMUL DE CODIFICARE
I.C.P.P.A.M.
SUBSISTEME
UNICATE - SECȚII
FAMILII DE ANSAMBLE
FAMILII DE SUBANS.
FAMILII DE REPERE
FAMILII DE ANS. ȘI REPERE STANDARDIZ.
DOCUMENTAȚIA EXISTENTĂ DE CODIFICAT
COMPLETĂ
utilaje, inst., ans. cu docum. complet realiz.
PARȚIALĂ
Docum. realiz. parțial prin relevare, adaptare pt. utilaje din import.
MODIFICATOARE
Docum. pt. îmbunătăț. parametrilor tehnici ai utilaj.
PIESE DE SCHIMB FĂRĂ DOCUMENTAȚII
ANSAMBLE TIPIZATE
ANSAMBLE NORMALIZATE
ANSAMBLE STANDARDIZATE
REPERE STANDARDIZATE
FURNIZORI DE DOCUMENTAȚII
I.C.P.P.A.M.
IPROMET
IPROLAM
I.C.P.M.R.T.U.
ALTE INSTITUTE ȘI UZINE DIN ȚARĂ

Fig. 2

ansamblele și piesele de schimb în magazia de depozitare.

Sistemul de codificare asigură o delimitare a utilajelor, instalațiilor și componentelor acestora, iar prin codificarea diferențiată pe familii a ansamblelor, subansamblelor și reperelor cu grad ridicat de refolosire, primind un cod independent de secție, utilajele pot fi centralizate, utilizate eficient, creîndu-se condiții pentru tipizarea lor.

Sistemul de codificare permite cuprinderea ulterioară a altor secții, utilaje, instalații și componente ale acestora, ca rezultat al dezvoltării în perspectivă la C.S. Galați a unor uzine, secții sau al perfecționării fluxurilor tehnologice.

Avîndu-se în vedere activitatea permanentă de cercetare și proiectare pentru îmbunătățirea și modernizarea agregatelor siderurgice, sistemul asigură codificarea diferențiată a ansamblelor și componentelor acestora cu modificări constructive.

Codul atribuit componentelor modificate păstrează apartenența la categoria inițială de utilaje și componente ale acestora, asigurînd și o evidență a modificărilor. Astfel, unui ansamblu-reper modificat i se atribuie același cod, utilizînd ultimele două cifre care inițial au fost zerouri, pentru evidențierea modificărilor survenite pe parcurs, prin simboluri alfanumerice.

Aceeași metodologie se aplică și la codificarea ansamblelor și componentelor proiectate în mai multe variante constructive cu caracteristici diferențiate.

Sistemul de codificare este utilizat în cadrul I.C.P.P.A.M. într-o activitate complexă de sistematizare a documentației de execuție realizată de institutul nostru și de alte institute de proiectare din țară.

Această documentație realizată de I.C.P.P.-A.M. prin proiectare, adaptare și relevare, sau procurată de la institutele ce au executat-o, după codificare a fost microfilmată și s-a organizat o filmotecă de originale care este utilizată în activitatea de întreținere-reparații la C.S. Galați.

Utilitatea sistemului de codificare în aplicațiile PAD privind conducerea activității de întreținere-reparații este evidențiată în schema din figura 3.

Desfășurătoarele de legături

Utilizarea sistemului de codificare I.C.P.P.A.M, în vederea perfecționării conducerii activității de întreținere-reparații la C.S. Galați, a determinat necesitatea întocmirii unei documentații care asigură GESTIUNEA DATELOR privind caracteristicile tehnico-constructive ale utilajelor și componentelor acestora.

Pentru realizarea acestui obiectiv a fost conceput DESFĂȘURĂTORUL DE LEGĂTURI (fig. 4), care realizează legătura codurilor între componentele utilajelor și ansamblelor în relații de dependență.

Desfășurătoarele de legături se întocmesc prin SELECTAREA informațiilor pentru GESTIUNEA DATELOR din documentația de execuție, pentru :

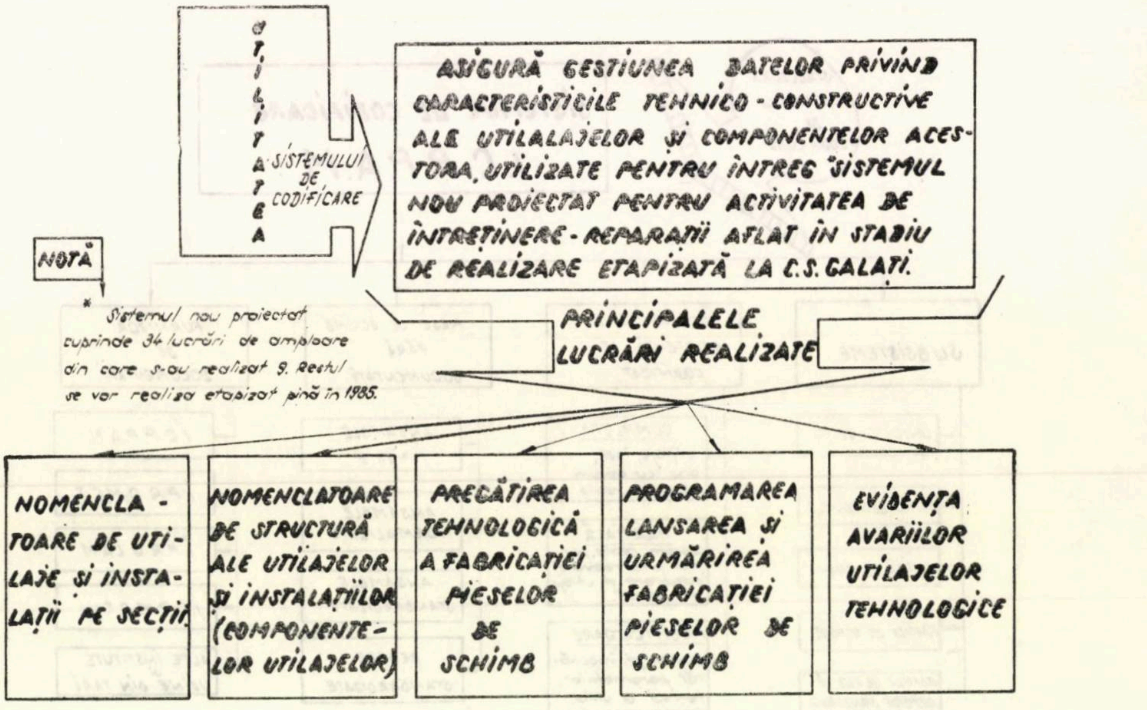

UTILITATEA
SISTEMULUI DE CODIFICARE
ASIGURĂ GESTIUNEA DATELOR PRIVIND CARACTERISTICILE TEHNICO-CONSTRUCTIVE ALE UTILALAJELOR ȘI COMPONENTELOR ACESTORA, UTILIZATE PENTRU ÎNTREG *SISTEMUL NOU PROIECTAT PENTRU ACTIVITATEA DE ÎNTREȚINERE-REPARAȚII AFLAT ÎN STADIU DE REALIZARE ETAPIZATĂ LA C.S. GALAȚI.
NOTĂ
* Sistemul nou proiectat cuprinde 34 lucrări de amploare din care s-au realizat 9. Restul se vor realiza etapizat pînă în 1985.
PRINCIPALELE LUCRĂRI REALIZATE
NOMENCLATOARE DE UTILAJE ȘI INSTALAȚII PE SECȚII
NOMENCLATOARE DE STRUCTURĂ ALE UTILAJELOR ȘI INSTALAȚIILOR (COMPONENTELOR UTILAJELOR)
PREGĂTIREA TEHNOLOGICĂ A FABRICAȚIEI PIESELOR DE SCHIMB
PROGRAMAREA LANSAREA ȘI URMĂRIREA FABRICAȚIEI PIESELOR DE SCHIMB
EVIDENȚA AVARIILOR UTILAJELOR TEHNOLOGICE

Fig. 3

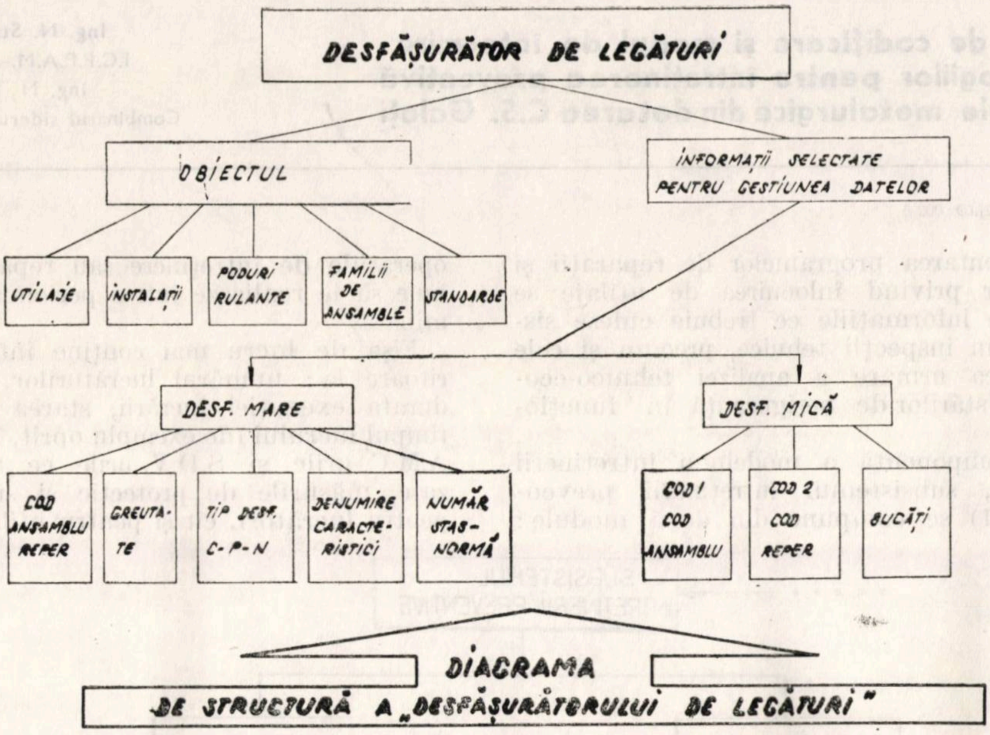

DESFĂȘURĂTOR DE LEGĂTURI
OBIECTUL
INFORMAȚII SELECTATE PENTRU GESTIUNEA DATELOR
UTILAJE
INSTALAȚII
PODURI RULANTE
FAMILII DE ANSAMBLE
STANDARDE
DESF. MARE
DESF. MICĂ
COD ANSAMBLU REPER
GREUTATE
TIP DESF. C-P-N
DENUMIRE CARACTERISTICI
NUMĂR STAS-NORMĂ
COD 1 COD ANSAMBLU
COD 2 COD REPER
BUCĂȚI
DIAGRAMA
DE STRUCTURĂ A „DESFĂȘURĂTORULUI DE LEGĂTURI”

Fig. 4

— utilaje tehnologice;

— instalații energetice (HTV) și electrice;

— poduri rulante;

— ansamble și subansamble codificate pe familii;

— standarde identificate ca componente ale utilajelor, instalațiilor.

Înregistrările informațiilor se realizează în două forme. Una se referă la descrierea caracteristicilor tehnico-constructive (DESFĂȘURARE MARE), iar a doua, la indicarea părților componente și a numărului lor în fiecare utilaj (DESFĂȘURARE MICĂ).

Existența de documentații incomplete a determinat introducerea unor simboluri pentru caracterizarea stării desfășurării la un moment dat.

Astfel, simbolul „C" semnifică desfășurarea COMPLETĂ a componentelor, simbolul „P", desfășurarea PARȚIALĂ, iar simbolul „N", NEDESFĂȘURAREA componentelor.

◆

Sistemul de codificare şi modul de întocmire a tehnologiilor pentru întreţinerea preventivă la utilajele metalurgice din dotarea C.S. Galaţi

Ing. N. Stama
I.C.P.P.A.M. – Galaţi
ing. N. Pavel
Combinatul siderurgic - Galaţi

CZ : 658.58 : 669.02/.09 : 002.6

Fundamentarea programelor de reparaţii şi a deciziilor privind înlocuirea de utilaje se bazează pe informaţiile ce trebuie culese sistematic prin inspecţii tehnice, precum şi cele rezultate ca urmare a analizei tehnico-economice a stărilor de nesiguranţă în funcţionare.

Parte componentă a modelului întreţinerii funcţionale, subsistemul întreţinerii preventive (fig. 1) se compune din două module :

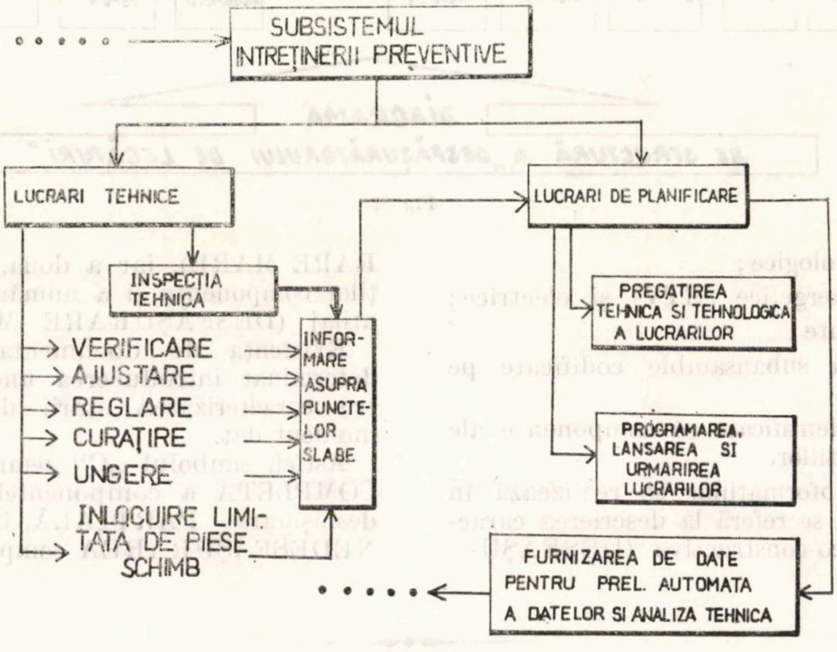

SUBSISTEMUL
ÎNTREŢINERII PREVENTIVE
LUCRARI TEHNICE
LUCRARI DE PLANIFICARE
INSPECŢIA TEHNICA
VERIFICARE
AJUSTARE
REGLARE
CURAŢIRE
UNGERE
INLOCUIRE LIMITATA DE PIESE SCHIMB
INFORMARE ASUPRA PUNCTELOR SLABE
PREGATIREA TEHNICA SI TEHNOLOGICA A LUCRARILOR
PROGRAMAREA, LANSAREA SI URMARIREA LUCRARILOR
FURNIZAREA DE DATE PENTRU PREL. AUTOMATA A DATELOR SI ANALIZA TEHNICA

Fig. 1.

a) Lucrări tehnice de inspecţie a funcţionării utilajului care constau în operaţii de verificări, ajustare, curăţare, ungere şi înlocuire limitată de piese de schimb uzate.

La C.S. Galaţi toate aceste lucrări se regăsesc în tehnologiile de întreţinere şi de reparaţii proiectate de către I.C.P.P.A.M. – Galaţi, în cooperare cu specialiştii din Direcţia mecano-energetică şi din uzinele combinatului.

Din urmărirea evoluţiei uzurii trebuie să rezulte stările de nesiguranţă în exploatare, punctele tehnic slabe.

b) Lucrări de planificare a lucrărilor cuprinse în tehnologiile de întreţinere şi reparaţii la ciclurile indicate pentru fiecare operaţie sau grup de operaţii.

Executantul lucrărilor planificate primeşte una sau mai multe fişe de lucru, care conţin operaţiile de întreţinere sau reparaţii ce trebuie să le realizeze într-o perioadă bine determinată.

Fişa de lucru mai conţine informaţii referitoare la : numărul lucrătorilor, pe meserii ; durata execuţiei lucrării, starea utilajului în timpul lucrului (de exemplu oprit, în funcţiune), A.M.C.-urile şi S.D.V.-urile ce trebuie utilizate, măsurile de protecţie şi siguranţă atît pentru lucrători, cît şi pentru utilaj etc.

Fişele de lucru se asigură prin pregătirea mecanizată a textelor tehnologiilor de întreţinere şi reparaţii în laboratorul Direcţiei mecano-energetice, iar pentru a le face refolosibile sînt acoperite cu folii din plastic.

Modificările în textul tehnologiilor se pot face la nivel de semn prin intermediul unei maşini cu memorie electronică care „cheamă", utilizînd un cod, textul înregistrat pe cartele magnetice ; redă conţinutul asemănător textului dactilografiat ; se efectuează modificările necesare cu ajutorul tastelor (claviaturii) şi, după reverificare, se reînregistrează pe cartela magnetică textul nou.

Se are în vedere ca în perioada imediată utilizarea documentaţiei prelucrate mecanizat să se coreleze cu documentaţia de programare şi urmărire a lucrărilor, rezultată din prelucrarea automată a datelor cu ajutorul calculatorului electronic.

Sistemul de codificare a tehnologiilor de întreținere preventivă face posibilă atît prelucrarea mecanizată a textelor înregistrate pe cartele magnetice, prin intermediul mașinilor cu memorie electronică, cît și automată a datelor cu ajutorul calculatorului electronic.

Codul instrucțiunilor este multifuncțional. Structura sa dă posibilitatea următoarelor departajări :

— Să se cunoască anul în care s-a proiectat sau reproiectat tehnologia. Informația este necesară în analiza tehnică a metodelor și tehnicilor indicate, în luarea deciziei de perfecționare.

— Tipul tehnologiei (întreținere sau reparație).

— Categoria lucrărilor de întreținere sau reparații (mecanice sau electrice etc.).

— Secția pentru care este destinată tehnologia.

— Utilajul pentru care s-a întocmit.

— Numărul de ordine aferent tehnologiilor elaborate multivolum.

— Numărul de ordine al fișelor de lucru.

De menționat că proiectanții tehnologiilor de întreținere și reparații desfășoară o laborioasă activitate de pregătire pentru a le asigura calitatea și utilitatea practică.

În acest sens se prezintă cîteva elemente metodologice privind întocmirea tehnologiilor de întreținere și reparații pentru podurile rulante tehnologice. La început proiectantul trebuie să se documenteze temeinic, studiind documentația podului rulant pentru care se întocmește tehnologia.

După aceea urmează analiza stării podului rulant montat în secție.

Din analiză se rețin :

— condițiile concrete de exploatare ;

— modificările survenite față de documentația inițială și proiectele de reparații capitale întocmite ;

— constatările privind accidentele tehnice și reparațiile efectuate. Se va urmări evidențierea componentelor cu uzură avansată. La C.S. Galați datele privind avariile la fiecare utilaj se prelucrează cu ajutorul calculatorului electronic. Deoarece acestea se rețin o perioadă mare de timp, pot furniza proiectanților de tehnologii multe informații utile ;

— recomandările din partea ISCIR privind exploatarea, întreținerea și reparațiile ;

— caracteristicile lubrifianților.

Numai după parcurgerea etapelor pregătitoare, realizate în strînsă cooperare cu specialiștii din combinat, se trece la proiectarea tehnologiilor.

În tehnologii se precizează toleranțele, jocurile, înclinațiile, în valori absolute.

Periodicitățile de întreținere și reparații se grupează în cicluri de 1,3 zile ; 1,2 săptămîni ; 1,2,6 luni sau 1,3,6 luni și 1,2,4 ani.

În documentații se includ măsurile detaliate de protecție a muncii specifice lucrărilor respective, S.D.V.-urile, A.M.C.-urile necesar a fi utilizate. Tehnologiile de reparații conțin de asemenea specificația pieselor de schimb utilizabile în execuția lucrărilor.

Avantajele se regăsesc în : creșterea siguranței în exploatare, iar, pe această bază, în creșterea timpului efectiv de funcționare ; ordonarea lucrărilor ce se vor desfășura în flux și ciclic ; utilizarea mult mai rațională a personalului din sectorul de întreținere ; normarea activităților în întreținere ; realizarea în timp util a asigurării tehnico-materiale și tehnologice ; corelarea opririlor pentru întreținere și reparații cu planul de producție.

REVISTA REVISTELOR

Bollettino Tecnico Finsider, Italia, nr. 380, mai-iunie. 1979

Reactivitatea superficială a laminatelor plate la rece decarburate și straturile interfaciale de aderență cu email vitrifiat, p. 121 — *Distribuirea șarjei la furnalul nr. 1 de la centrul siderurgic Italsider din Taranto*, p. 129 — *Considerații privind instalarea sistemelor computerizate pentru controlul utilajelor industriale. Experiența uzinelor Dalmine*, p. 141.

Revue de l'Aluminium, Franța nr. 485, 1979

Care este viitorul autoturismului, p. 243 — *Industria aluminiului turnat in R.F. Germania*, p. 249 — *Comerțul exterior cu aluminiu brut în anii 1977 și 1978, în Franța*, p. 252 — *Pentru promovarea inovației*, p. 256 — *Cu ,,Alupla'' se pot găti, coace, congela, vinde, încălzi și consuma alimente fără să se schimbe ambalajul*, p. 257 — *Aluminiul și electronica*, p. 264 — *O nouă abordare economică a rentabilității obținute prin reducerea greutății vehiculelor. Ce rol are aluminiul*, p. 269 — *Reconstrucția tablierului podului suspendat peste Rhon de la Groslée*, p. 281.

Giesserei, R.F.G., nr. 10, 1979

Din activitatea Deutscher Giessereiverband și Verein zur Förderung der Giesserei-Industrie, pe anul 1978, p. 289 — *Analiza uzurii la materialele de modelare*, p. 304 — *Sinteză bibliografică anuală asupra protecției mediului*, p. 307.

Giesserei, R.F.G., nr. 11, 1979

Tehnologia de turnare în anul 1979 — unde ne situăm noi? p. 320 — *Desalinizarea apei îmbunătățește suprafața pieselor turnate*, p. 334 — *Construcția pieselor turnate, bavurile și calitatea curățării*, p. 345 — *Instalații de formare cu rășini cu autointărire, cu regenerarea nisipului pe cale mecanică-pneumatică într-o turnătorie de metale ușoare din Anglia*, p. 352 — *Diminuarea mirosului din aerul de evacuare din turnătorii*, p. 355 — *Noi prescripții de protecție pentru mașini și instalații centrifugale de sablat*, p. 363 *Expoziție de turnătorie ,,Castings 79'', între 5—9 martie 1979 în Birmingham*, p. 370 — *Sinteză bibliografică anuală asupra fabricării formelor și miezurilor*, p. 375.

Prelucrarea mecanizată a documentaţiei tehnice pentru întreţinere, reparaţii şi fabricaţia pieselor de schimb la Combinatul siderurgic—Galaţi

Ing. N. Pavel şi tehn. I. Stan
Combinatul siderurgic—Galaţi

CZ : 002.6 : 658.58 : 681.32

Realizarea lucrărilor de întreţinere-reparaţii la utilajele metalurgice, precum şi fabricaţia pieselor de schimb pentru asigurarea acestor lucrări la termenele necesare şi de calitate, depind foarte mult de asigurarea documentaţiei tehnice. Pentru lucrările de amploare, ca şi pentru fabricaţia pieselor de schimb se cere un volum mare de documentaţii tehnice.

În multe cazuri, la începerea lucrărilor, documentaţia tehnică nu este prelucrată pînă la nivel de executant efectiv.

În cadrul noului sistem de conducere a activităţilor de întreţinere-reparaţii, aflat în stadiu de realizare etapizată la C.S. Galaţi, s-au proiectat şi sistemele pentru prelucrarea mecanizată a documentaţiei tehnice. Pe această bază s-a asigurat dotarea corespunzătoare.

Astfel în cadrul Direcţiei mecano-energetice s-a constituit un laborator de microfilmare-multiplicare.

Obiectivul principal al sistemului de prelucrare mecanizată constă în asigurarea la cerere, selectiv, etapizat şi în condiţii de economicitate, a desenelor tehnice şi instrucţiunilor tehnologice necesare execuţiei lucrărilor de întreţinere-reparaţii, respectiv fabricaţiei pieselor de schimb.

Funcţiunile principale ale sistemului constau în : microfilmarea documentaţiei originale, arhivarea în condiţii de economie de spaţiu şi siguranţă, analiza tehnică a documentaţiei arhivate, prelucrarea mecanizată în vederea asigurării cererilor de documentaţii.

Regăsirea rapidă a documentaţiei arhivate pe microfilme sau cartele magnetice se face utilizînd un sistem de coduri. De menţionat că pentru a evita folosirea unei game mari de coduri, care ar îngreuia utilizarea documentaţiei tehnice, numărul de desen coincide cu codul produsului, iar codul utilajului se regăseşte în codul tehnologiei de întreţinere-reparaţii.

Sistemul realizat în cadrul Direcţiei mecanice de la C.S. Galaţi se compune din următoarele linii :

a) filmarea originalelor, prelucrarea în laborator a filmelor (prelucrarea chimică), controlul calităţii filmelor, execuţia de copii şi arhivarea microfilmelor ;

b) analiza tehnică a microfilmelor conţinînd documentaţiile necesare în vederea formulării de modificări şi/sau cereri de documentaţii ;

c) arhivarea instrucţiunilor tehnologice de întreţinere-reparaţii pe cartele magnetice, prin intermediul unor terminale dotate cu o memorie electronică (operativă) pentru prelucrarea textelor ;

d) prelucrarea mecanizată a documentaţiei tehnice, utilizînd :

- echipamente pentru redarea desenelor prin multiplicare selectivă, la formatele necesare, de pe microfilme pe hîrtie normală ;
- echipamente pentru multiplicare înlănţuită de desene la scara 1 : 1 pe hîrtie obişnuită de pe originale sau alte documente-martor, avînd ca suport chiar hîrtia obişnuită. Această linie se utilizează cu mult succes pentru multiplicarea unui volum foarte mare de desene care se găsesc pe formate medii şi mari ;
- echipamente pentru redarea selectivă (pe bază de coduri) a textelor instrucţiunilor tehnologice ;
- echipamente pentru acoperirea unor documentaţii cu folii din plastic ;
- echipamente pentru rezolvarea operativă a unor cazuri urgente de multiplicări prin xerografiere.

Funcţionarea sistemului de prelucrare mecanizată din cadrul Direcţiei mecano-energetice este corelată cu prelucrarea automată a datelor aferente lucrărilor de întreţinere-reparaţii şi fabricaţie a pieselor de schimb.

Aceasta se concretizează prin pregătirea în paralel a documentaţiilor necesare în execuţie, astfel încît la termenul planificat la compartimentele de programare a lucrărilor să se primească integral documentaţiile din ambele surse.

Principiul general de funcţionare a sistemului se regăseşte astfel : organele de resort ale Direcţiei mecano-energetice întocmesc programele de lucrări. După aprobare se declanşează pregătirea tehnico-materială şi tehnolologică a lucrărilor. Comparimentele de programare a lucrărilor lansează cereri pentru documentaţie tehnică prelucrată mecanizat, indicînd cantitatea şi termenul de livrare.

La termenul prestabilit, laboratorul asigură integral necesarul de documentaţie tehnică. De menţionat că laboratorul răspunde nemijlocit de calitatea documentaţiei.

Pentru a se asigura o cooperare corespunzătoare cu proiectanţii, laboratorul a fost instalat în apropierea atelierelor de proiectări tehnologice din cadrul Direcţiei mecano-energetice.

Avantajele imediate rezultate din funcţionarea laboratorului de prelucrare mecanizată se concretizează în :

— reducerea cu peste 80% a spaţiilor de arhivare în condiţiile creşterii siguranţei în păstrare ;

— eliminarea importului de hîrtie specială ;

— reducerea cu peste 50% a cheltuielilor cu pregătirea documentaţiei pe seama refolosirii în proporţie de peste 90% a desenelor acoperite cu folii din plastic (caşerate) şi renunţări în aceeaşi proporţie la redesenări ;

— reducerea substanţială a personalului pentru prelucrarea documentaţiei în uzine, ca urmare a livrării acesteia în seturi sortate ;

— asigurarea la cerere şi la termenul necesar ; eliminarea întîrzierii lucrărilor ca urmare a lipsei de documentaţii ;

— creşterea calităţii lucrărilor pe seama asigurării de documentaţii tehnice prelucrate pînă la executant inclusiv.

◆

REVISTA REVISTELOR

Giesserei, R.F.G., nr. 12, 1979

GIFA 79 — Congres şi expoziţie de turnătorie, p. 396 — *Exigenţele impuse turnătoriilor anilor 80*, p. 397 — *Turnătoria ca instalaţie completă — bazele proiectării pentru programe parţiale de modernizare*, p. 401 — *Criteriile de proiectare şi construcţie a unei turnătorii de piese mari*, p. 403 — *Tehnologia şi echipamentul pentru fabricaţia automată a pieselor turnate prin procedeul cu model pierdut*, p. 406 — *Aplicarea tehnologiei de calcul cu microcalculator la instalaţiile de turnare*, p. 412 — *Cuptor cu cuvă fără cocs*, p. 415 — *Tratamentul topiturii la turnarea complet automată a fontei cu grafit nodular*, p. 417 — *Tratamentul prin inoculare a fontei cu grafit lamelar şi importanţa lui pentru optimizarea proprietăţilor de utilizare*, p. 421 — *Controlul calităţii topiturii de fontă cenuşie în special prin analiză termică*, p. 424 — *Economie de energie prin recuperarea căldurii din procesul de topire*, p. 427 — *Experienţe cu cuptoare de presiune joasă pentru aluminiu*, p. 432 — *Aliajele de turnătorie cu aluminiu simplifică tehnica de topire şi turnare la turnarea în nisip*, p. 435 — *Îmbunătăţirea proprietăţilor mecanice ale aliajelor de Cu-Al de tipul Cu-Al 10Fe4Ni4 prin măsuri metalurgice*, p. 438 — *Aplicarea presiunii înalte şi joase la fabricarea formelor cu liant de argilă*, p. 441 — *Procesul de formare în vid — o alternativă?* p. 444 — *Amestecuri de formare cu întărire rapidă la rece, pentru fabricarea formelor şi miezurilor*, p. 447 — *Maşini universale de fabricat miezuri*, p. 449 — *Instalaţii şi tehnologii de fabricare a miezurilor cold-box la turnătoria Daimler-Benz Mannheim*, p. 452 — *Experienţe cu o instalaţie automată de turnare în cochile pentru alamă*, p. 459 — *Noutăţi în legătură cu maşini de turnare sub presiune cu camere reci*, p. 461 — *Automatizarea procesului de turnare sub presiune*, p. 465 — *Instalaţii automate, cu comandă program, de curăţare şi debavurare*, p. 478.

Giesserei, R.F.G., nr. 13, 1979

Dezvoltarea instalaţiilor de sablare pentru piese turnate, p. 487 — *Aluminiul poate înlocui piesele metalice în construcţia de automobile?* p. 494 — *Sinteză bibliografică anuală asupra cubilourilor*, p. 503.

Giesserei, R.F.G., nr. 14, 1979

Puncte de vedere la proiectarea unei turnătorii de piese în serii mari în S.U.A., p. 519 — *Aspecte noi asupra menţinerii aerului pur în turnătorii*, p. 522 — *Emisiuni nocive la cubilouri cu desprăfuitoare diferite*, p. 525 — *Cuptoare de inducţie în turnătoriile de aluminiu*, p. 529 — *Instalaţiile de dozare şi alimentare cu metal la procesul de turnare sub presiune*, p. 537 — *Sinteză bibliografică anuală asupra fontei aliate*, p. 540.

Giesserei, R.F.G., nr. 15, 1979

Rezultatele expoziţiei GIFA 79 au confirmat : turnătoria are viitor, p. 555 — *Expoziţia de inovaţii : „Învăţămînt — Cercetare — Aplicare"*, p. 568 — *A 70-a Adunare generală a Verein Deutscher Giessereifachleute*, p. 576 — *Sesiunea de turnătorie din Loeben*, p. 584 — *Sinteză bibliografică anuală asupra fontei cu grafit nodular*, p. 587.

Giesserei, R.F.G., nr. 16/17, 1979

GIFA 79 : Tehnica de formare cu amestecuri de formare legate cu lianţi de argilă, inclusiv pregătirea lor, p. 601 — *GIFA 79 : Instalaţii pentru fabricarea formelor şi miezurilor cu amestecuri de formare cu lianţi chimici, inclusiv regenerarea lor*, p. 609 — *GIFA 79 : Procedee de formare, materiale de formare şi auxiliare*, p. 623 — *GIFA 79 : Proiectare şi service în turnătorii*, p. 626 — *GIFA 79 : Protecţia muncii şi a mediului ambiant*, p. 629 — *Sinteză bibliografică anuală asupra proceselor şi instalaţiilor de curăţare*, p. 635.

Giesserei, R.F.G., nr. 18, 1979

GIFA 79 : Maşini şi instalaţii de descărcat şi curăţat, p. 649 — *Tehnica transportului*, p. 662 — *Instalaţii de topire şi menţinere şi materiale de încărcare pentru turnătoriile de metale neferoase*, p. 666 — *Instalaţii de turnătorie în special pentru materiale de Fe—C*, p. 674.

Ogneupori, U.R.S.S., nr. 7, 1979

Fabricarea refractarelor mulitocorindonice la Întreprinderea de materiale refractare din Zaporojie, p. 5 — *Utilizarea resurselor energetice secundare ale cuptorului tunel*, p. 9 — *Experienţa utilizării plăcilor din vată cu conţinut mare de alumină la construcţiile agregatelor termice*, p. 18 — *Soluţie cu întărire la aer pentru materialele fibroase termoizolante*, p. 21 — *Proprietăţile de rezistenţă ale maselor de torcretare din magnezit şi cromit sinterizat cu adaosuri de lianţi pe bază de silicat*, p. 23 — *Comportarea betoanelor refractare în căptuşeala oalelor de turnare a oţelului*, p. 28 — *Comportarea refractarelor din caolin în bolta regeneratorului cuptorului Martin cu un singur canal*, p. 33 — *Influenţa particulelor poroase ale umpluturii asupra proprietăţilor fizico-chimice ale produselor magnezitice*, p. 35 — *Sinterizarea oxidului de magneziu din săruri de clor şi magneziu*, p. 41 — *Studierea pulverizării suspensiilor de oxizi de crom şi de zirconiu*, p. 45 — *Influenţa tratamentului termic asupra proprietăţilor ceramicii de zirconiu cu structură granulară*, p. 51 — *Refractare magnezitice nearse pe bază de lianţi cu gudron-fosfat*, p. 56 — *Cimentarea cu pastă a pieselor instalaţiilor*, p. 59.

REVISTA REVISTELOR

Koks i himiia, U.R.S.S., nr. 8, 1979

Influența conținutului de cenușă al cărbunilor bruți asupra indicatorilor de funcționare a fabricilor de îmbogățire a cărbunilor, p. 4 — *Aprecierea reproductibilității metodelor standard de analiză tehnică a cărbunelui*, p. 6 — *Creșterea eficienței funcționării de uscătoare cu tamburi*, p. 8 — *Direcțiile de perfecționare a tehnologiei de producție a brichetelor de cocs*, p. 12 — *Permeabilitatea la gaze a încărcăturii de cărbune în procesul de cocsificare*, p. 15 — *Cercetarea măruntului de cocs cu dimensiunea < 1 mm, care se formează în timpul sfărîmării cocsului metalurgic*, p. 18 — *Metodica de laborator, privind alegerea compoziției optime a încărcăturii*, p. 23 — *Utilizarea cuptorului circular pentru obținerea cocsului pentru feroaliaje*, p. 25 — *Repartizarea sulfului din încărcătură în produsele de cocsificare*, p. 28 — *Cercetarea caracteristicilor structurale ale gudronului de huilă granulat*, p. 32 — *Transformări termochimice ale fracției antracenice*, p. 35 — *Stabilirea parametrilor de prelevare a probelor de produse chimice de cocsificare*, p. 38 — *Exploatarea industrială a contactelor ermetice la dispozitivele de control și sistemele automatizate din uzinele cocsochimice*, p. 42 — *Mecanizarea curățării platformelor de lucru ale bateriilor de cocsoficare*, p. 45 — *Sistemul de comandă a procesului de încărcare a gudronului de huilă în cisterne de cale ferată*, p. 46 — *Bazele metodice și prognoza economiei producției brichetelor de cocs din cărbunii de Kuznețk*, p. 47.

Iz. VUZ. Ciornaia metallurghiia, U.R.S.S., nr. 8, 1979

Cinetica sinterizării în fază lichidă a sistemelor multicomponente dispersate pe bază de oxizi de fier, p. 5 — *Influența procedeului de tratament al suprafeței asupra stabilității chimice a cromului*, p. 10 — *Raporturile cinetico-formale ale reacțiilor reversibile rapide între curentul de gaze și faza de condensare*, p. 13 — *Aglomerarea bauxitei cu adaos de șlam de electrocorindon*, p. 19 — *Căderea de presiune în stratul de material pulverulent*, p. 21 — *Trecerea sulfului din cocs și aglomerat în fontă*, p.25 — *Metoda de calcul al cîmpului de temperatură al furnalului ținînd seamă de neregularitatea deplasării fluxului de încărcătură și a curentului de gaze*, p. 28 — *Probleme privind optimizarea regimului de suflare la procedeul de elaborare în convertizor*, p. 33 — *Legile de oxidare a deșeurilor metalice în perioada de încărcare și încălzire a încărcăturii solide în cuptorul Martin de 900 t*, p. 37 — *Comportarea vanadiului la suflarea fontei cu vanadiu*, p. 41 — *Regimuri de degazare nestaționare ale metalului*, p. 45 — *Un complex de calcul pentru calcularea automată a principalilor parametri de la laminare*, p. 49 — *Influența unsorii tehnologice asupra parametrilor energetici de laminare la cald a oțelului crom-nichel*, p. 53 — *Aparatură de măsură pentru studierea solicitărilor dinamice la laminoare*, p. 58 — *Modele statistice de plasticitate*, p. 63 — *Influența incluziunilor nemetalice asupra poansonării oțelului cu conținut scăzut de carbon la fabricarea țevilor fără sudură*, p. 68 — *Calcularea indicatorilor energetici și de forță ai laminării în cajele degrosisoare ale laminoarelor de benzi late*, p. 72 — *Criteriile de apreciere a caracterului rațional al sistemelor de calibre cu cilindri multipli*, p. 78 — *Aplicarea analizei magnetice cantitative pentru studierea modificărilor în fază de carbură a oțelului sub influența deformării plastice la rece*, p. 85 — *Solubilitatea hidrogenului în fierul delta*, p. 89 — *Particularitățile morfologice ale aliajelor de fier carburate*, p. 92 — *Cercetarea difuziunii substanței într-un corp solid la o concentrație variabilă a substanței de difuziune la limita de separație*, p. 97 — *Studierea structurii și a proprietăților oțelului H25 cu conținut diferit de carbon și azot*, p. 100 — *Modificările structurale în ferita δ a oțelului inoxidabil 18H15N3MAS*, p. 103 — *Studierea tensiunilor remanente în recipienții din oțel 20HN4FA*, p. 107 — *Aderența amestecului la model în formele înghețate*, p. 109 — *Formule de inginerie privind schimbul de căldură în cuptoarele cu gaze*, p. 112 — *Dimensiunile cuptoarelor cu cuvă, care funcționează fără fază solidă în zona de topire*, p. 118 — *Instalații de arzătoare cu gaze de tipul „tub în tub"*, p. 122 — *Analiza modelului matematic al furnalului ca obiect al comenzii*, p. 126 — *Algoritm de comandă otimă a perioadei de afinare*, p. 130 — *Probleme privind obținerea de informații tehnologice privind compoziția chimică a fontei la scoaterea din furnale*, p. 134 — *Utilizarea rațională a resurselor de combustibili-energie în complexul furnalului*, p. 138 — *Utilizarea algebrei logice pentru identificarea stării procesului metalurgic*, p. 142 — *Studierea distribuției radiale a încărcăturii pe modelul furnalului, echipat cu elemente mobile*, p. 144 — *Determinarea vitezei de trecere a fluxurilor metalurgice combinate ținînd seamă de factorul timp*, p. 148 — *Optimizarea proporțiilor capacităților de producție în cadrul complexului oțel-laminat*, p. 152.

Stal, U.R.S.S., nr. 7, 1979

Modificarea porozității stratului de încărcătură a materialelor, la încărcarea lor cu con, p. 486 — *Cercetări analitice ale proceselor de formare primară a zgurelor, la diverși parametri ai suflării și ai încărcăturii*, p. 489 — *Cercetarea cîmpului de temperatură a barelor de grătar ale cărucioarelor mașinilor de calcinare*, p. 492 — *Tensiunea în montarea preîncălzitoarelor de aer*, p. 493 — *Automatizarea evacuării controlate a gazelor de convertizor, fără arderea lor completă*, p. 495 — *Modelul polimeric al silicaților topiți și al altor oxizi*, p. 497 — *Perfecționarea tehnologiei de elaborare a oțelurilor cu nichel*, p. 500 — *Îmbunătățirea calității oțelului calmat prin utilizarea la turnare a unui amestec pe bază de cenușă cu 15% adaos de grafit argintiu*, p. 501 — *Utilizarea metodelor statisticii matematice, pentru studierea rezistenței lingotierelor*, p. 503 — *Lingotieră de calitate, de mare rezistență, cu fund blocat*, p. 505 — *Elaborarea oțelului rapid cu conținut de azot, prin utilizarea ferovanadiului nitrurat*, p. 508 — *Indicele tangențial al dezechilibrului de carbon în încărcătura cuptorului de reducere a minereului*, p. 510 — *Funcționarea cajelor cuarto 2500 de dresare la liniile de decapare continuă*, p. 513 — *Fabricarea benzii de mare precizie din aliaje prețioase*, p. 516 — *Cinematica focarelor de deformare la laminarea profilelor în dublu T*, p. 517 — *Instalația de răcire rapidă a benzii pe transportorul de evacuare cu role al laminorului 810*, p. 520 — *Cercetarea dilatării la laminarea oțelurilor aliate și a aliajelor*, p. 522 — *Calcularea temperaturii benzii laminate la cald pe transportorul de evacuare cu role*, p. 524 — *Decaparea oțelurilor carbon și a celor slab aliate în sisteme închise decapare-regenerare cu inhibitor S — 5*, p. 525 — *Creșterea preciziei de îndreptare a profilelor complexe*, p. 526 — *Optimizarea marcării pentru tăierea semifabricatului la fabricarea țevilor fără cusătură și a celor sudate electrice*, p. 529 — *Tragerea fără dorn a țevilor, cu suprapunere de ultrasunete*, p. 532 — *Cercetarea dependenței rezistenței îmbinării sudate de parametrii tehnologiei de fabricație și de gradul de impurificare a metalului în cadrul sudării țevilor cu curenți de radiofrecvență*, p. 534 — *Influența metodei de prelucrare cu presiune asupra texturii și a proprietăților sîrmei*, p. 536 — *Metodă de obținere a liniarității și de menținere a torsionării cordului metalic*, p. 539 — *Influența azotului și a aluminiului asupra structurii și proprietăților oțelului cu crom-molibden-vanadiu*, p. 540 — *Studierea influenței procedeelor de elaborare asupra cineticii creșterii grăuntelui austenitic în oțelul 9H2MF*, p. 542 — *Influența magnezitului asupra proprietăților și a caracterului degradării aliajelor refractare HN7OVMTIU*, p. 545 — *Creșterea plasticității la cald a oțelului cu călibilitate scăzută*, p. 547 — *Utilizarea unei metode potențiocinetice rapide de determinare a tendinței de coroziune intercristalină*, p. 549 — *Proprietățile tablei subțiri din oțel rezistent la coroziune, în funcție de gradul de deformare*, p. 551 — *Calitatea și costul tablei laminate*, p. 554 — *Perfecționarea planificării curente a producției de furnal*, p. 556 — *Studierea procesului de tratament termic al țevilor din oțel ȘH15 în cuptoarele cu camere*, p. 558.

Stal, U.R.S.S., nr. 8, 1979

Alegerea variantei optime de creștere a concentrației de oxigen în gazele de la mașinile de aglomerare, p. 574 — *Bilanțurile de materiale și termic ale procesului de metalizare a peletelor în cuptorul cu cuvă*, p. 580 — *Determinarea conținuturilor limită de componente greu fuzibile în zgura șarjei de furnal și optimizarea compoziției*, p. 582 — *Prelucrarea fontei* *cu conținul de vanadiu în convertizorul cu insuflare de oxigen în jet pulsator*, p. 587 — *Elaborarea oțelului Sv—08G2S în cuptorul tandem și calitatea metalului*, p. 588 — *Influența compoziției chimice a fontei asupra calității lingotierelor mari de bluming*, p. 590 — *Influența consumului și a adaosului de aluminiu asupra calității lingourilor mari din oțel 08IU și a proprietăților lui*, p. 592 — *Analiza statistică a influenței tehnologiei de elaborare a oțelului asupra îmbunătățirii calității suprafeței șinelor*, p. 595 — *Perfecționarea regimului de răcire a lingourilor mari din oțel calmat la combinatul metalurgic din Magnitogorsk*, p. 597 — *Termocuplurile TPR—2075 și TVR— 2075 pentru măsurarea temperaturii oțelului lichid*, p. 599 — *Influența procedeului de elaborare și a tipului de încărcătură asupra proprietăților oțelului 30HGSA*, p. 601 — *Influența lubrifianților asupra rezistenței lingotierelor în timpul turnării oțelurilor înalt aliate*, p. 604 — *Elaborarea și asimilarea tehnologiei de laminare la laminorul continuu de platbandă 2000 al uzinei metalurgice din Cerepoveț*, p. 606 — *Optimizarea regimului de laminare la linia continuă de semifabricate*, p. 612 — *Elaborarea tehnologiei de obținere a bimetalului 10H2M1 + 08H18H10T*, p. 613 — *Supraîncărcarea la liniile principale ale laminoarelor continue la rece*, p. 614 — *Rezistența la exploatare a cilindrilor turnați sub presiune controlată*, p. 618 — *Studierea unor proprietăți ale țunderului la benzile din oțel răcite rapid*, p. 619 — *Mărirea preciziei dimensionale a porțiunii finale a semifabricatului pentru sîrmă*, p. 620 — *Influența structurii și a proprietăților semifabricatului din oțel 12H18N10T asupra deformării țevilor la laminoarele HPT*, p. 621 — *Executarea și exploatarea sculelor pentru tragerea țevilor pe dorn mobil*, p. 624 — *Calculul tensiunilor remanente, care iau naștere în S — arc motor în procesul lui de fabricare*, p. 625 — *Tratamentul termomecanic cu transformare perlitică la laminarea oțelurilor de construcții*, p. 627 — *Influența structurii inițiale a prizei de laminare asupra proprietăților oțelului calibrat 35 pentru refulare la rece*, p. 629 — *Oțelul rezistent la coroziune pentru scruberele de epurare a gazelor de furnal*, p. 630 — *Elaborarea oțelurilor rapide de cementare*, p. 634 — *Cercetarea interacțiunii sectoarelor de încărcare și de cuptoare a secției Martin*, p. 638 — *Indicatorii termotehnici ai cuptoarelor pentru tratamentul termic al țevilor cu diametru mare*, p. 640 — *Utilizarea celulelor electrolitice solide pentru măsurarea conținutului de umiditate a atmosferelor de protecție*, p. 642 — *Experiența utilizării betoanelor refractare cu conținut mare de alumină la căptușeala cuptoarelor adînci*, p. 644.

Metallurg, U.R.S.S., nr. 7, 1979

Influența amestecului de cernut de la pelete și aglomerat asupra indicilor procesului de aglomerare, p. 20 — *Funcționarea furnalelor cu alimentare mărită*, p. 21 — *Corectarea automată a consumului de cocs în funcție de umiditatea sa*, p. 23 — *Caracterul degradării metalului mantalei de la cauperele de furnal*, p. 25 — *Mărirea productivității secției de convertizor de la uzina „Krivorojstal”*, p. 30 — *Turnarea oțelului sub zgură din amestec cu număr redus de componenți*, p. 32 — *Lărgirea sortimentului de oțeluri elaborate în cuptoare tandem*, p. 33 — *Comportarea azotului la elaborarea oțelului sudabil în cuptoare electrice cu arc de 5 t*, p. 33 — *Reducerea consumului de lingotiere*, p. 35 — *Epurarea produselor de ardere de la cuptoarele tandem de elaborare a oțelului*, p. 37 — *Mărirea rezistenței lingotierelor de blumuri*, p. 39 — *Noi mijloace și sisteme de automatizare a producției de laminate*, p. 41 — *Îmbunătățirea calității semifabricatului la laminarea pe bluming*, p. 42 — *Experiența înaintată în repararea utilajelor de la laminoare*, p. 44 — *Tijă compusă de mandrinare*, p. 47 — *Îmbunătățirea sistemului de răcire a cilindrilor de la laminoarele continue de semifabricate*, p. 49 — *Transportoare cu bandă pentru țevi 1/2—1”*, p. 50 — *Combaterea zgomotului în secțiile de laminare*, p. 52 — *Îmbunătățirea condițiilor de muncă ale operatorilor de la laminoarele continue*, p. 53.

Metallurg, U.R.S.S., nr. 8, 1979

Influența unor factori tehnologici asupra rezistenței aglomeratului, p. 11 — *Optimizarea compoziției zgurei de furnal după conținutul de var, magneziu și alumină*, p. 13 — *Un nou sistem de încărcare al furnalelor*, p. 15 — *Executarea conului mare și a cupei cu partea centrală din tablă laminată*, p. 17 — *Pahare cu secțiune fasonată a canalelor de turnare a oțelului de șine*, p. 19 — *Căptușirea bolților cuptoarelor electrice cu arc de 100 t*, p. 21 — *Cuptoarele de obținere a zgurei lichide pentru retopirea electrică sub zgură*, p. 23 — *Sistem de dispersare pentru pregătirea emulsiilor de păcură-apă*, p. 24 — *Mecanizarea curățării cristalizoarelor în producția electrică sub vid*, p. 26 — *Razele minime de încovoiere la profilarea în cilindri*, p. 30 — *Perfecționarea tăierii tablelor groase cu foarfece cu discuri*, p. 32 — *Unificarea echipamentului tehnologic al instalației de laminare a țevilor 140*, p. 34 — *Ecruisarea pereților calibrelor cilindrilor de laminare ai laminorului 1000 prin rulare*, p. 35 — *Creșterea rezistenței formei laminatului îndreptat mecanic*, p. 36 — *Creșterea rezistenței cuzineților de lagăr textolitici executați prin presare*, p. 37.

Steel Times, Anglia, nr. 5, 1979

Laminoare: Benzi de oțel fabricate din bare, p. 339 — *Instalații hidraulice de prindere la laminoare*, p. 343 — *O nouă metodă de proiectare a fibrelor de ceramică*, p. 366 — *Refractare utilizate la elaborarea oțelului — Tendințe și dezvoltări recente în Anglia*, p. 372 — *Arlcite — o țiglă rezistentă la abraziune pentru căptușelile refractare*, p. 373 — *Căptușeli sub formă de bloc modelabil extrudat, utilizate în cuptoarele adînci*, p. 374 — *Refractare pentru cuptoare electrice cu arc*, p. 376 — *Căptușeli din fibră refractară pentru cuptoarele de reîncălzire și capacele cuptoarelor adînci*, p. 376 — *Progrese înregistrate la compania Steetley Refractories Ltd.*, p. 381 — *Grafit cu conținut de alumină — O tehnologie în curs de punere la punct*, p. 382 — *Lucrările de modernizare de la compania B.J. Construction Ltd.*, p. 384 — *Izolarea cuptorului cu inducție fără miez*, p. 384 — *Materiale refractare de mare rezistență pentru industria oțelului*, p. 386.

Steel Times International, Anglia, nr. 6, 1979

Vitkovice — Oțelul și tehnologia în Cehoslovacia, p. 10 — *Investiții de capital și dezvoltarea industriei oțelului în țările în curs de dezvoltare*, p. 28 — *Organizarea unei uzine siderurgice în străinătate — Partea a IV-a*, p. 43 — *Linie perfecționată de fișiere a rulourilor și de fabricare a benzilor Pro-Eco*, p. 53 — *Industria siderurgică a Japoniei*, p. 59 — *Procedee de fabricare a oțelului. Turnarea continuă*, p. 64 — *Perfecționarea șinelor fabricate din blumuri turnate continuu*, p. 84 — *Controlul greutății lingourilor în scopul îmbunătățirii scoaterii*, p. 91.

Revue de métallurgie, Franța, nr. 6, 1979.

Aspecte fundamentale ale reacțiilor dintre elementele metalice și elementele nemetalice, în oțelurile lichide, p. 377 — *Ferosiliciul*, p. 387 — *Aliajele silicocalciu și silicozirconiu*, p. 397 — *Aliajele de mangan*, p. 405 — *Aluminiul în oțelărie*, p. 409 — *Produsele de desulfurare*, p. 413 — *Aliajele de turnătorie: modificatoare și nodulizante*, p. 419 — *Cîteva observații generale asupra oțelurilor aliate*, p. 425 — *Aliajele de crom*, p. 435 — *Nichelul și feronichelul*, p. 445 — *Aliajele de mangan cu conținut scăzut de carbon*, p. 455 — *Feroaliajele speciale*, p. 462.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 15, 1979

Transportoare cu palete, un nou sistem de transport, p. 775 — *Introducerea sistemului de transport cu palete*, p. 778 — *Posibilitățile de creștere a flexibilității în compoziția șarjei pentru oțelăriile cu insuflare de oxigen*, p. 796.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 16, 1979

Echipament termic pentru forjele moderne, p. 831 — *Dezvoltări în domeniul galvanizării la cald a benzilor*, p. 837 — *Structura și proprietățile mecanice ale oțelurilor pentru șine*, p. 841 — *Contribuție la anizotropia verticală la tablele subțiri inoxidabile*, p. 846 — *METEC 79 — Tîrg internațional de siderurgie. Referatul 1 — Instalații pentru deformarea la cald și la rece*, p. 852.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 18, 1979

Întreținerea și organizarea ei în industria siderurgică, p. 967 — *Aplicarea normelor de rezistență la oboseală la întreținerea părților de construcție solicitate dinamic*, p. 973 — *Importanța uzurii pentru întreținere în industria siderurgică*, p. 978 — *Cernerea de încercare* *pentru determinarea rezistenţei la tobă a aglomeratului de minereu de fier, minereurilor şi peletelor*, p. 984 — *METEC 79 — Tîrg internaţional de siderurgie, referatul III*, p. 990.

Neue Hütte, R.D.G., nr. 8, 1979

Fabricarea autotermă a feronichelului prin suflarea cu aer a lupelor din fier şi nichel, p. 281 — *Influenţa stării materialului la oţelurile refulate la rece asupra curbei de curgere şi a comportării la deformare*, p. 285 — *Simularea formării nucleelor de ferită în austenită prin procedeul Monte-Carlo*, p. 289 — *Legătura dintre aspectele statistice ale rezistenţei termice şi siguranţei în exploatare a elementelor de construcţie*, p. 294 — *Cercetări în domeniul formării şi propagării fisurilor în oţelurile rapide nitrurate*, p. 296 — *Caracterizarea straturilor oxidice la materialele feroase, prin măsurarea impedanţei*, p. 299 — *Precizia analizei liniare*, p. 303 — *Determinarea concentraţiei şi încercarea omogenităţii probelor spectrometrice*, p. 307 — *Optimizarea răcirii cuptoarelor de încălzire înaintea introducerii încărcăturii reci*, p. 311 — *Studierea mecanicii de rupere la aliajele din aluminiu cu rezistenţă ridicată*, p. 313 — *Sesiunea tehnică C.A.E.R. pe tema „Elaborarea oţelului în convertizoarele cu oxigen cu suflare prin fund"*, p. 314 — *Tîrgul de primăvară din Leipzig 1979 — exponate R.D.G.*, p. 315.

Neue Hütte, R.D.G., nr. 9, 1979

Laminarea la rece a sîrmei pe laminoare cu patru cilindri, p. 321 — *Rezistenţa la deformare în cazul deformării la cald a oţelului X82WMo6.5 şi C100W1*, p. 325 — *Laminarea la rece a benzilor subţiri ţinînd seamă de turtirea cilindrilor*, p. 328 — *Influenţa lungimii tăbliei, a lăţimii benzii şi a temperaturii în deschiderea dintre cilindri asupra temperaturii de laminare şi a deformaţiei termice la laminarea la rece*, p. 331 — *Formarea benzii de încărcătură — un defect de suprafaţă la banda de oţel laminată la rece*, p. 336 — *Calcularea lubrifiantului lichid pentru laminarea la rece*, p. 339 — *Cercetări în domeniul decapării oţelurilor feritice speciale*, p. 342 — *Exemple de apariţie a coroziunii premature la banda de oţel zincată prin cufundare*, p. 345 — *Experienţa introducerii dispozitivului IMA—4 pentru controlul nedistructiv al materialului*, p. 347 — *Apariţia zgomotului şi posibilităţile principiale de evitare a zgomotului creat de agregatele secţiilor de laminare la rece*, p. 350 — *Obţinerea mărimii optime a grăunţilor la tabla subţire în cazul unui material de pornire dat*, p. 352 — *Încercări industriale asupra profilelor închise şi ţevilor din bandă zincată*, p. 354 — *Fabricarea cutiilor de conserve cu capac din EBAL*, p. 356.

Hutnik, Polonia, nr. 7, 1979

Rolul şi perspectivele metalurgiei în cadrul economiei poloneze, p. 281 — *Oxidarea componenţilor de aliere în procesul de retopire electrică sub zgură*, p. 287 — *Nucleul de deformare şi desfăşurarea deformării în procesul de forjare la maşinile de forjare*, p. 290 — *Analiza teoretică a geometriei zonei de deformare a laminorului oblic perforator trio*, p. 297 — *Influenţa procesului de tragere şi a stării suprafeţei asupra tendinţei la fisurare sub tensiune a barelor din oţeluri pentru automate*, p. 306 — *Caracteristicile tribologice ale uzurii prin frecare a materialelor*, p. 312 — *Corectarea proprietăţilor apei în circuitele de răcire metalurgice*, p. 314 — *Utilizarea calculatorului numeric Odra 1305 la Centrul de calcul al uzinei Pokoj pentru conlucrare cu laboratorul de spectrometrie Roentgen*, p. 322 — *Unele probleme ale uzinei în lumina teoriei aşteptării*, p. 323.

Iron and Steel Engineer, S.U.A., nr. 3, 1979

Conferinţa AISE 1979 cu privire la laminoare — Program experimental, p. 13 — *Laminorul pentru benzi la cald de a treia generaţie, de 2050 mm al companiei Lysaght*, p. 25 — *Colaborare în proiectarea sistemelor de alimentare cu apă a laminoarelor pentru benzi la cald*, p. 35 — *Instalaţiile moderne de finisare pentru laminoare de tablă groasă şi laminoare pentru benzi la cald*, p. 41 — *Controlul emisiilor în industria siderurgică*, p. 49 — *Sistemul de control al furnalului nr. 7 de la Algoma şi raportul cu privire la funcţionarea furnalului*, p. 57 — *Punerea în funcţiune a primei uzine integrate din zona Golfului Persic*, p. 71 — *Sistemul de scrubere îndepărtează emisiile din cuptoarele de cocs*, p. 72 — *Protejarea calculatoarelor de comandă ale laminoarelor, cu spumă de silicon*, p. 79.

Iron and Steel Engineer, S.U.A., nr. 4, 1979

Conferinţa AISE 1979 cu privire la laminoare — Programul, p. 23 — *Dezvoltarea companiei Atlantic Steel*, p. A—1 — *Noua instalaţie de turnare continuă de la compania Atlantic Steel Co.*, p. 33 — *Şlefuirea şi fisurile de tensiune în cilindrii de lucru din oţel forjat*, p. 39 — *Noi tipuri de cilindri de laminor cu performanţă superioară*, p. 42 — *Consumul de energie înregistrat în producţia primară a metalelor*, p. 50 — *Laminorul planetar cu trei cilindri — O nouă maşină de mare reducere*, p. 57 — *Conferinţa AISE 1979 cu privire la laminoare — Rezumatele lucrărilor care vor fi prezentate*, p. 64 — *Compania Granite City Steel anunţă programul îmbunătăţirilor fundamentale — Maşina de turnare a sleburilor şi procedeul OBM—S*, p. 85 — *Dezvoltarea rapidă a aplicaţiilor dificile ale echipamentului laminorului de ţevi al companiei Copperweld*, p. 86 — *America Latină: Creşterea cea mai rapidă a consumului de oţel prevăzută pentru anii 80*, p. 88.

Ironmaking and Steelmaking, Anglia, nr. 4, 1979,

Discursul preşedintelui societăţii Metals Society în luna mai 1979: Evoluţia tehnologiei în marile uzine siderurgice, p. 145 — *Trecere în revistă a laminoarelor de benzi la cald*, p. 156 — *Compararea caracteristicilor şi rezultatelor funcţionării celor două laminoare de benzi la cald la uzina de la Vanderbijlpark*, p. 173 — *Comentariu asupra avantajului construcţiei în etape a unui laminor de benzi la cald şi a reglării temperaturilor între caje*, p. 185 — *Stabilitatea reactoarelor cu pat fix cu contracurent şi producerea internă a căldurii*, p. 195.

CIT, Franţa, nr. 6, 1979,

Noua oţelărie LWS de la firma SOLLAC, p. 813 — *Îmbunătăţirea productivităţii oţelăriei LD de la Denain*, p. 823 — *Studiu privind fisurile care apar în timpul funcţionării cilindrilor de laminor pe baza analizei morfologice a spărturilor*, p. 835 — *Gazul natural*, p. 865 — *Influenţa zincului asupra funcţionării furnalului*, p. 873 — *Analiza continuă a gazelor. Tehnici cunoscute şi cerinţele siderurgiei*, p. 891 — *Simularea interacţiunilor dintre halda de zgură şi apa de ploaie în condiţii de laborator. Testele IRSID de percolaţie (spălare)*, p. 899.

La metallurgia italiana, Italia, nr. 5, mai, 1979

Controlul cu ultrasunete (metoda cu ecou-impulsuri) a îmbinărilor sudate de mare grosime din oţel austenitic tip 304: probleme şi consideraţii, p. 185 — *Demagnetizarea de joasă frecvenţă a barelor de mare diametru din oţeluri cu forţă coercitivă înaltă*, p. 191 — *Metodă originală de sudare prin impulsuri electrice şi control ultrasonic, aplicată la sudarea extremităţilor barelor combustibile pentru reactoare rapide*, p. 199 — *Aplicarea controlului nedistructiv pentru verificarea maşinilor la un centru siderurgic*, p. 202 — *Controlul calităţii şi fiabilităţii în chimie şi petrochimie: statistici, criterii, experienţe*, p. 205 — *Probleme de control ultrasonic al tablelor din oţel în raport cu normele europene*, p. 217 — *Probleme de calibrare în controlul ultrasonic al incluziunilor din oţelul pentru rulmenţi, conform metodelor ASTM*, p. 223 — *Cercetări microstructurale nedistructive executate cu ajutorul replicilor optice şi de extracţie pentru microscopia electronică cu transmisie, obţinute la părţile montate ale unei instalaţii*, p. 223 — *Rezultatele unei lucrări experimentale de control al prăjinilor de foraj cu ajutorul metodei E.A.*, p. 234.

Siderurgia latinoamericana, Chile, nr. 231, 1979

Capacitatea de turnare continuă în America latină s-a triplat în numai cinci ani, p. 37 — *Evoluţia unităţilor de producţie ale Întreprinderii siderurgice naţionale (CSN)*, p. 64.

ÎNTREPRINDEREA DE ŢEVI REPUBLICA

BUCUREŞTI ● B-dul Muncii nr. 256 ● Telefon 43 09 50

PRODUCE

Ţevi din oţel fără sudură laminate la cald, laminate la rece sau trase la rece, cu diametrul exterior pînă la 6 5/8 inci inclusiv :

- pentru industria petrolieră : burlane de tubaj, ţevi extracţie-tubing, prăjini de foraj cu racorduri sudate, conducte
- pentru prospecţiuni geologice : burlane de tubaj, prăjini de foraj, prăjini de antrenare, carotiere
- pentru construcţii şi construcţii de maşini :

— ţevi trase sau laminate la rece, profilate sau rotunde, cu diametrul exterior de 5—80 mm ;

— ţevi laminate la cald, profilate (pătrate-dreptunghiulare) sau rotunde, cu diametrul exterior de 25—168,3 mm ;

— ţevi din oţel carbon şi aliat, pentru cazane, în clasele I, II şi III, cu diametrul de 15—89 mm ;

— ţevi din oţeluri inoxidabile cu diametrul de 16—89 mm şi grosimea peretelui de 1,5—5,5 mm ;

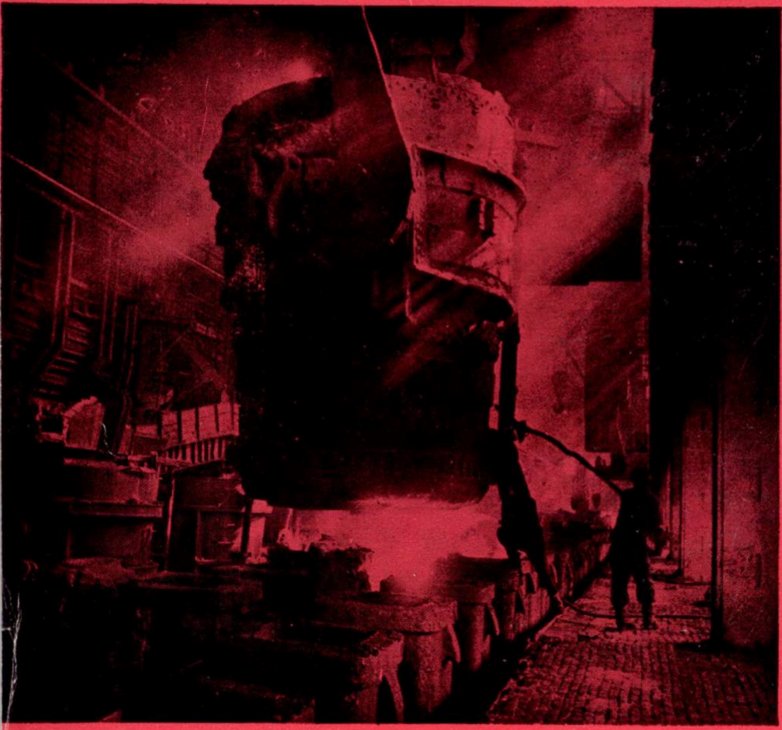
- pentru conducte magistrale de gaze naturale şi ţiţei, conducte de apă, construcţii metalice : ţevi sudate elicoidal, cu diametre de 250—1 600 mm şi lungimi cuprinse între 6 şi 12 m
- pentru construcţii, construcţii metalice sau construcţii de maşini : oţel beton, oţel rotund, sîrmă, cuie

EXPORTĂ

— Burlane de tubaj, tubing, conducte petroliere, prăjini de foraj cu racorduri sudate, ţevi pentru construcţii laminate la cald, laminate la rece sau trase la rece, ţevi sudate elicoidal, oţel beton —

PRODUCE CONFORM NORMELOR API CU APLICAREA MONOGRAMEI :

Burlane de tubaj, tubing, conducte netede



C
S
H

1980 AUG 11

vă oferă

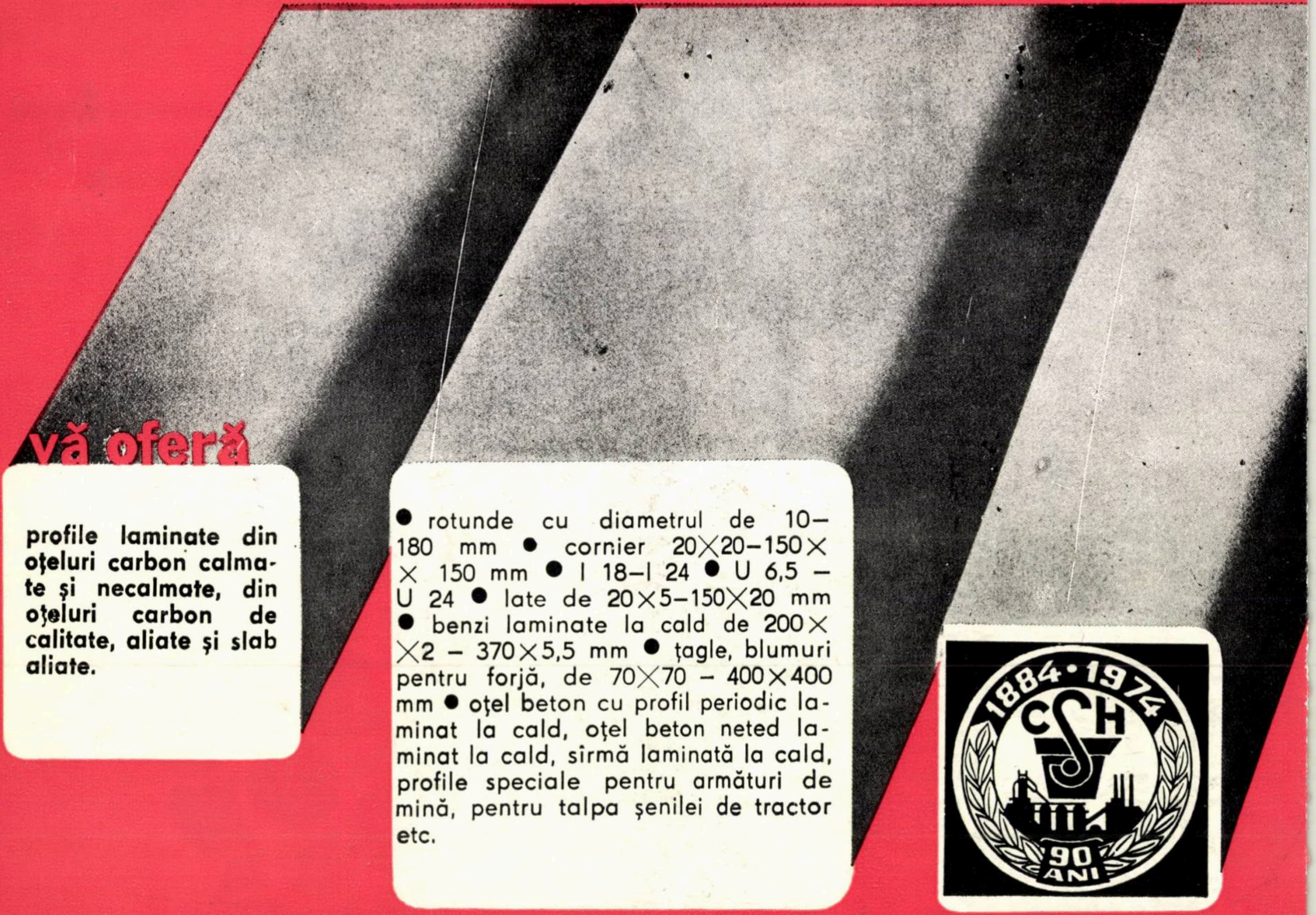
profile laminate din oţeluri carbon calmate şi necalmate, din oţeluri carbon de calitate, aliate şi slab aliate.

● rotunde cu diametrul de 10–180 mm ● cornier 20×20–150×× 150 mm ● I 18–I 24 ● U 6,5 – U 24 ● late de 20×5–150×20 mm ● benzi laminate la cald de 200××2 – 370×5,5 mm ● ţagle, blumuri pentru forjă, de 70×70 – 400×400 mm ● oţel beton cu profil periodic laminat la cald, oţel beton neted laminat la cald, sîrmă laminată la cald, profile speciale pentru armături de mină, pentru talpa şenilei de tractor etc.

1884·1974
CSH
90 ANI

COMBINATUL SIDERURGIC HUNEDOARA

Str. Dr. P. Groza nr. 8. Hunedoara • Telex: 032411 • Tel: 12533 – 11075 – 12767 – 11462 – 12747



E 3280

METALURGIA

2

METALURGIA • BUCUREȘTI • ANUL XXXII • NR. 2 • FEBRUARIE 1980

ÎNTREPRINDEREA
DE
ȚEVI
REPUBLICA
BUCUREȘTI ● B-dul Muncii nr. 256 ● Telefon 43 09 50

PRODUCE

Țevi din oțel fără sudură laminate la cald, laminate la rece sau trase la rece, cu diametrul exterior pînă la 6 5/8 inci inclusiv :

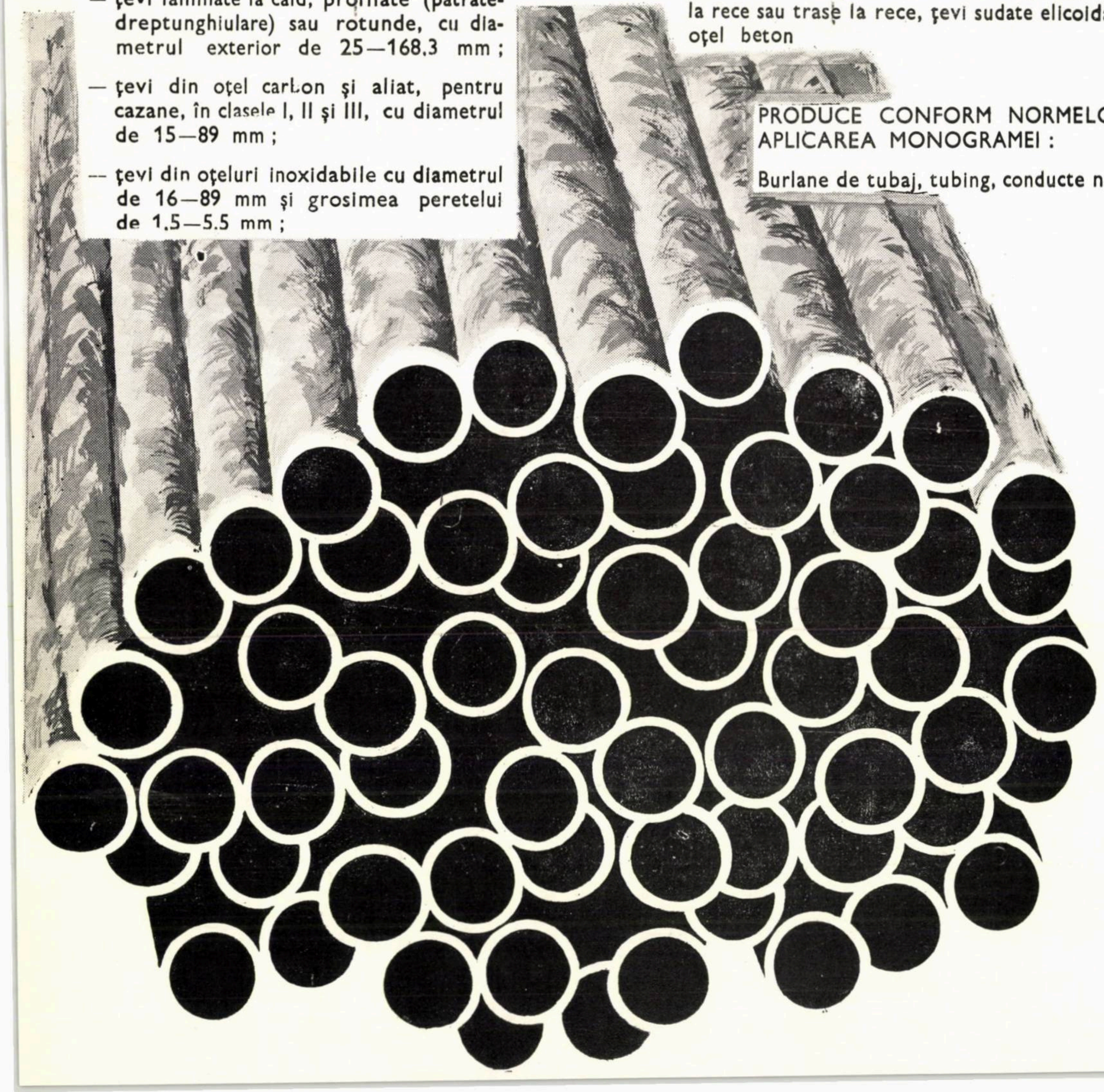
- pentru industria petrolieră : burlane de tubaj, țevi extracție-tubing, prăjini de foraj cu racorduri sudate, conducte
- pentru prospecțiuni geologice : burlane de tubaj, prăjini de foraj, prăjini de antrenare, carotiere
- pentru construcții și construcții de mașini :
  - — țevi trase sau laminate la rece, profilate sau rotunde, cu diametrul exterior de 5—80 mm ;
  - — țevi laminate la cald, profilate (pătrate-dreptunghiulare) sau rotunde, cu diametrul exterior de 25—168,3 mm ;
  - — țevi din oțel carbon și aliat, pentru cazane, în clasele I, II și III, cu diametrul de 15—89 mm ;
  - — țevi din oțeluri inoxidabile cu diametrul de 16—89 mm și grosimea peretelui de 1,5—5,5 mm ;
- pentru conducte magistrale de gaze naturale și țiței, conducte de apă, construcții metalice : țevi sudate elicoidal, cu diametre de 250—1 600 mm și lungimi cuprinse între 6 și 12 m
- pentru construcții, construcții metalice sau construcții de mașini : oțel beton, oțel rotund, sîrmă, cuie

EXPORTĂ

— Burlane de tubaj, tubing, conducte petroliere, prăjini de foraj cu racorduri sudate, țevi pentru construcții laminate la cald, laminate la rece sau trase la rece, țevi sudate elicoidal, oțel beton —

PRODUCE CONFORM NORMELOR API CU APLICAREA MONOGRAMEI :

Burlane de tubaj, tubing, conducte netede



METALURGIA

Anul 32 Nr. 2 februarie 1980

CUPRINS

Țocu, P., Iacoban, I., Vicol, C., Ducman, L., Roman, Irina și *Urseanu, A.* : **Tehnologie de funcționare cu aer imbogățit in oxigen la producerea fontei** . . . 61

Oprea, Fl., Taloi, D., și *Constantin, I.* : **Un nou model termodinamic privind repartiția cuprului la topirea continuă.** 66

Adrian, M. și *Gustă, R.* : **Cercetări privind influența regimurilor de laminare la rece asupra proprietăților mecanice și tehnologice ale tablelor inoxidabile de tip feritic și austenitic.** 72

Ștefănescu, D.M., Vlădoiu, M., Solacolu, Maria, Diaconu, I. și *Cristea, I.* : **Despre condițiile obținerii fontelor cu grafit nodular feritice în stare brut turnată.** 76

Horga, M. : **Turnarea pieselor grele din fontă pentru mașini-unelte, prin bazine de mare capacitate** 87

Riposan, I. : **Elaborarea modificatorilor pe bază de nichel în cuptoare cu creuzet** 89

Nicolae, A. : **Calcularea bilanțului energetic al cuptoarelor cu combustie folosind puteri termice** 94

Spătaru, I. : **Mecanismul borizării în băi lichide de stielă** 97

DIN ISTORICUL METALURGIEI

Chindler, N. și *Lazăr, I.* : **Inceputurile producției de fontă în împrejurimile Hunedoarei (II)**. 100

DOCUMENTARE

COLEGIUL DE REDACȚIE

LAURENȚIU SOFRONI — președinte, CEZAR AVRAM, GHEORGHE BUJGOI, ALEXANDRU CIOROGARU, SORIN CÎNDEA, ANTONICĂ DIJMĂRESCU, CONSTANTIN DRAGOMIR, IANCU DRĂGAN, ION DRĂGAN, DAN DULAMĂ, TRAIAN DUMITRESCU, SUZANA GĂDEA, GHEORGHE GHEORGHIU, VASILE GROSU, CONSTANTIN IONESCU, VICTOR MIHU, ION MOLDOVAN, NICOLAE MURGULEȚ, FLOREA OPREA, IGINIO PAVONI, MIRCEA PENESCU, MIRCEA POPOVICI, ION PRISECARU, ȘTEFAN RĂDVAN, CORNEL RIZESCU, MARIA SAVU, CLAUDIU ȘTEFĂNESCU, SILVIA VACU, VASILE VĂZDĂUȚEANU, VASILE VULCU

Redactor : G. COJOCARIU
Tehnoredactor : EC. CHIPARIZOPOL

„Cititorii din străinătate se pot abona adresîndu-se la ILEXIM Departamentul Export-Import Presă, P.O. Box 136—137, telex : 11226, București, str. 30 Decembrie nr. 3".

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, str. Mendeleev 21—25, Sector 1, Telefon : 59.49.90. Revista este editată de ICEM — O.I.D. Instituțiile pot achita abonamentele în contul nostru de virament nr. 30.15.0.01.01.B.N. — R.S.R. — filiala sector VI — Institutul de cercetări metalurgice. Tarif pentru întreprinderi : lei 150 anual ; tarif pentru abonamente individuale : 48 lei anual. Costul unui exemplar : lei 5. Tiparul — Întreprinderea poligrafică „Informația", str. Brezoianu, nr. 23—25, București

„Taxele poștale achitate conform aprobării D.G.P.Tc. nr. 137/5462/1979"

I.P.I. c. 1764

42 406

CONTENTS

DC : 669.162.224

Ţocu, P., Iacoban, I., Vicol, C., Ducman, L., Roman, Irina and *Urseanu, A.* : **Oxygen enriched technology for ironmaking**

By using an oxygen enriched technology for iron making, a reduction of specific technical coke consumption of 26,6 kg/t cast iron, for an average increase of oxygen in air of 4% (from 21 to 25%) and of 3% blown natural gas (from 5,7 to 8,7% as compared to hot air) was obtained.

It was demonstrated that by the coke specific consumption recalculation based on the relations resulting from the statistical and mathematical analysis of the multiple correlation of blast furnace operation parameters, considerable coke savings may be obtained for constant values of pig iron yield, combustion intensity, blast temperature, coke and iron quality.

Metalurgia 32 (1980), nr. 2, p. 61–65

DC : 546.56 : 621.745

Oprea, Fl., Taloi, D. and *Constantin, I.* : **A new thermodynamic model for copper distribution at continuous fusion**

On the basis of thermodynamic data of the major chemical reactions which occur during continous fusion in a single equipment in which copper is obtained, the paper presents a mathematical model which may be used with a view to estimating the concentrations of solubilised and mechanically lifted copper in slag.

Metalurgia 32 (1980), nr. 32, p. 66–71

DC : 539.4/5 : 669–41

Adrian, M. and *Gustă, R.* : **Researches on the influence of cold rolling conditions on the mechanical and technological properties of ferritic and austenitic stainless plates**

The authors present certain results of the measurements of major physical and mechanical characteristics resulting from cold rolling in industrial stage of two representative stainless steel grades of the present sheet mix-product programme manufactured in Romania. The results obtained may be applied in operation.

Metalurgia 32 (1980) nr. 3, p. 72–75

DC : 669.16

Ştefănescu, D. M., Vlădoiu, M., Solacolu, Maria, Diaconu, I. and *Cristea, I.* : **Considerations on the conditions of obtaining cast ferritic nodular graphite crude iron**

The paper presents the experimental data on the influence of special pig iron and of its modification on the possibilities of obtaining ferritic nodular graphite cast irons under the form of cast crude iron parts.

The authors establish the variation limits of basic element content (Mn, P, S,) in cast iron and modifying prealloys (Si, Ba, Na, Mg, N, Ce).

Metalurgia 32 (1980), nr. 2, p. 76–86

DC : 621.746.34 : 621.81

Horga, M. : **The casting of cast iron heavy parts for machine-tools through large pouring basin**

The author presents large casting pits (standardized) recommanded for casting of cast iron heavy parts fo machinetools. The author also presents the advantages of using these pouring basins.

Metalurgia 32 (1980), nr. 2, p. 87–88

DC : 569.11 : 621.745.323

Ripoşan, I. : **Nickel inoculant manufacture in pot furnaces**

The paper presents several aspects related to NiSiCaMg inoculant manufacture in pot electric induction furnaces and in flame heated pot furnaces. The author makes several recommendations with a view to reducing energy consumption during manufacturing.

Metalurgia 32 (1980), nr. 2, p. 89–93

DC : 662.614 : 669.014

Nicolae, A. : **The calculation of heat balance of combustion furnaces on the basis of heat powers**

The paper presents several reasons to calculate the heat quantities of heat balance as heat powers expressed in W, in the case of combustion furnaces.

Further, the author suggests the formulas which may be used in this situation.

Metalurgia 32 (1980), nr. 2, p. 94–96

DC : 541.1.135 : 669. 781

Spătaru, I. : **Boron treatment mechanism in liquid glass baths**

The author shows the possibility of achieving the boron treatment mechanism in liquid glass bath on account of the reaction between boric anhydride and boron carbide. The author also explains the possibility of simultaneous diffusion of boron and silicon in metal layers.

By applying the thermodynamic laws of metallurgical processes of hot melt to the study of the dissociation of glass bath for boron treatment, the author shows the possibility of achieving the boron treament mechanism on account of the suggested reactions, from a thermodynamic point of view.

Metalurgia 32 (1980), nr. 2, p. 97–99

DC : 669.1 (498)

Chindler, N. and *Lazăr, I.* : **The beginning of cast iron manufacture in the Hunedoara area (II)**

Metalurgia 32 (1980), nr. 2, p. 100–102

INHALT

DK : 669.162.224

Ţocu, P., Iacoban, I., Vicol, C., Ducman, L., Roman, Irina und *Urseanu, A.* : **Arbeitstechnologie mit angereicherter Luft bei der Gusseisenherstellung**

Durch den Übergang an die Arbeitstechnologie mit Sauerstoff angereicherter Luft wurde, für eine mittlere Luftanreicherung mit ungf. 4% Sauerstoff (von 21 bis 25%) und eine Gasanreicherung mit 3% (von 5,7 bis 8,7 % im Vergleich zur Warmluft) eine Herabsetzung des spezifischen Koksverbrauchs mit 26,6 kg/t Gusseisen erreicht.

Duch die Berechnung der spezifischen Koksverbräuche, durch statistisch-mathematische Analyse, wurden die Betriebsparameter der Hochöfen festgelegt, und bei konstanter Gusseisenerzeugung bzw. gleicher Windtemperatur und Koksqualität, eine beträchtliche Herabsetzung des Koksverbrauchs festgestellt.

Metalurgia 32, (1980), nr. 2, p. 61–65

DK : 546.56 : 621.745

Oprea, Fl., Taloi, D. und *Constantin, I.* : **Ein neues thermodynamisches Modell über die Kupferverteilung beim kontinuierlichen Schmelzen.**

Auf Grund der thermodynamischen Daten der wichtigsten chemischen Reaktionen die beim kontinuierlichen Schmelzen in einem Reaktor stattfinden, mit gleichzeitiger Kupferherstellung, wird in der Arbeit ein mathematisches Modell beschrieben mit dessen Hilfe die Kupferkonzentration geschätzt werden kann.

Es wird zugleich die Art beschrieben in der dieses Modell bei verschiedenen Sauerstoffkonzentrationen (21–30 %) im Temperaturbereich 1 200–1 300°C anwendung findet.

Die durch das mathematische Modell erhaltenen Ergebnisse wurden mit den praktischen Daten verglichen und als übereinstimmend gefunden.

Metalurgia 32 (1980), nr 2, p. 66–71

DL : 539.4/.5 : 669.41

Adrian, M. und *Gustă, R.* : **Untersuchungen über den Einfluss der Walzregime auf die mechanischen und technologischen Eigenschaften der Bleche aus ferritischen und austenitischen nichtrostenden Stählen.**

Es werden einige Untersuchungsergebnisse angegeben über die durch das Kaltwalzen von Dünnblechen aus zwei nichtrostenden Stählen erhaltenen physischen und mechanischen Eigenschaften.

Die erhaltenen Resultate haben praktische Anwendbarkeit.

Metalurgia 32 (1980), nr. 2, p. 72–75

DK : 669.16

Ştefănescu, D. M., Vlădoiu, M., Solacolu, Maria, Diaconu, I., und *Cristea, I.* : **Über die Herstellungsbedingungen der ferritischen Gusseisen mit Kugelgraphit, im Gusszustand.**

Es werden die Untersuchungsergebnisse angegeben über den Einfluss des Spezialgusseisens und der Impfung auf die Herstellungsbedingungen der Gusseisem mit Kugelgraphit mit ferritischem Gefüge, im Gusszustand. Es werden die Grenzen der Bestandelemente (Mn, P, S) im Gusseisen und in den Impfstoffen (Si, Na, Mg, Ce) festgelegt.

Metalurgia 32 (1980), nr. 2, p. 76–86

DK : 621.746.34 :621..81

Horga, M. : **Das Giessen der schweren Teile aus Gusseisen für Werkzeugmaschinen, durch Eingusssümpfe grosser Kapazität**

Es werden typisierte Eingusssümpfe grosser Kapazität, für das Giessen der schweren Teile aus Gusseisen für Werkzeugmaschinen beschrieben und die Vorteile dieser Sümpfe angeführt.

Metalurgia 32 (1980), nr. 2, p. 87–88

DK : 669.11 : 621.745.323

Riposan, I. : **Die Herstellung von Impfmitteln auf Nickelbasis in Tiegelöfen**

In der Arbeit werden einige Aspekte im Zusammenhang mit der Herstellung der Impfmittel im System Ni Si Ca Mg in elektrischen Induktionstiegelöfen beschrieben. Es werden Empfehlungen für die Herabsetzung des Energieverbrauchs gemacht.

Metalurgia 32 (1980), nr. 2, p. 89–93

DK : 662.614 : 669.014

Nicolae, A. : **Berechnung der Energiebilanz bei Wärmeleistung-Verbrennungsöfen**

Die Arbeit verdeutlicht aus welchen Gründen es notwendig ist bei Verbrennungsöfen die Wärmemengen, welche die Energiebilanz darstellen, als Wärmeleistung in W zu berechnen.

Zugleich verden die Formeln vorgeschlagen für die oben angeführten Berechnungen.

Metalurgia 32 (1980), nr. 2, p. 94–96

DK : 541.135 : 669.781

Spătaru, I. : **Das Borieren in flüssigem Glasbad**

Es werden die Möglichkeiten angeführt für das Borieren in flüssigem Glasbad, durch die Reaktion zwischen Borsäureanhydrid und Borkarbid. Zugleich wird die Eindringmöglichkeit in den metallischen Schichten des Bors und Siliziums erklärt.

Durch die Anwendung der thermodynamischen, für die metallurgischen Prozesse gültigen Gesetze, für das Studium der Aufspaltung von flüssigen Glasbädern, wird von thermodynamischem Standpunkt die Verwirklichung des Boriermechanismus durch die vorgeschlagenen Reaktionen demonstriert.

Metalurgia 32 (1980), nr. 2, p. 97–99

DK : 669.1(498)

Chindler, N. und *Lazăr, I.* : **Die Anfänge der Gusseisenproduktion in der Umgebung Hunedoara (II)**

Metalurgia 32 (1980), nr. 2, p. 100–102

SOMMAIRE

CD : 669.162.224

Ţocu, P., Iacoban, I., Vicol, C., Ducman, L., Roman, Irina et Urseanu, A. : **Une technologie à l'air enrichi en oxygène pour la fabrication de la fonte**

Par l'utilisation d'une technologie à l'air enrichi en oxygène pour la fabrication de la fonte, on a obtenu pour un accroissement moyen d'environ 4% d'oxygène dans l'air (de 21 à 25%) et d'environ 3% de gaz métan insoufflé (de 5,7 à 8,7% par rapport à l'air chaud) une réduction de la consommation spécifique de coke technique de 26,6 kg/t fonte.

Par la récalculation des consommations spécifiques de coke, à partir des relations établies par l'analyse statistique et mathématique de corrélation multiple des paramètres de marche du haut fourneau, il résulte que, pour des valeurs constantes du rendement de fonte, de l'intensité de combustion, de la température du vent, de la qualité du coke utilisé et de la fonte produite on peut obtenir une économie sensible de coke.

Metalurgia 32 (1980), nr. 2. p. 61–65

CD : 546.56 : 621.745

Oprea, Fl., Taloi, D. et *Constantin, I.* : **Un nouveau modèle thermodynamique concernant la répartition du cuivre en fusion continue**

A partir des données thermodinamiques des réactions chimiques principales qui ont lieu pendant la fusion continue dans une seule installation, avec l'obtention directe du cuivre, on présente un modèle mathématique à l'aide duquel on peut estimer les concentrations du cuivre solubilisé et entraîné mécaniquement dans les laitiers. On présente, également, le mode d'application de ce modèle aux différentes concentrations d'oxygène dans l'air utilisé (21% – 30%), pour les domaines de température de 1200 à 1300°C.

La vérification du modèle mathématique a été faite en comparant les résultats obtenus par calcul avec les données pratiques. On a constaté une bonne concordance entre les valeurs.

Metalurgia 32 (1980), nr. 2, p. 66–71

D : 539.4/5 : 669–41

Adrian, M. et *Gustă, R.* : **Recherches concernant l'influence des régimes de laminage à froid sur les propriétés mécaniques et technologiques des tôles inox de type ferritique et austénitiques**

On présente les résultats des mesurages des caractéristiques physiques et mécaniques principales obtenues par laminage à froid en phase industrielle pour deux qualités d'aciers inox, importantes pour le programme actuel de production concernant les assortiments de tôle mince. Les résultats obtenus ont une bonne application pratique.

Metalurgia 32 (1980), nr. 2, p. 72–75

CD · 669.16

Ştefănescu, D. M., Vlădoiu, M., Solacolu, Maria, Diaconu, I. et *Cristea, I.* : **Sur les conditions d'obtention des fontes à graphite nodulaire ferritiques en état brut de coulée**

L'oeuvre présente les données expérimentales concernant l'influence de la fonte brute spéciale et du procédé de modification de la fonte sur les possibilités d'obtenir des fontes à graphite nodulaire à structure ferritique sous forme de pièces brutes de coulée.

On établit les limites de variations des teneurs en éléments de base (Mn, P, S) dans les fontes et les préalliages modificateurs (Si, Ba, Na, Mg, N, Ce).

Metalurgia 32 (1980), nr 2. p. 76–86

CD : 621.746.34 : 621.81

Horga, M. : **Le moulage des pièces massives en font epour machines-outils dans des bassins de grande capacité**

On présente les bassins de coulée de grande capacité (typifiés), recommandés pour le moulage des pièces massives pour machines-outils. En même temps, on traite sur les avantages offertes par l'emploi des bassins de grande capacité.

Metalurgia 32 (1980), nr. 2, p. 87–88

CD : 669.11 : 621.745.323

Ripoşan, I. : **L'élaboration des modificateurs à base de nickel dans des fours à creuset**

On présente une série d'aspects concernant l'élaboration des modificateurs en système NiSiCaMg dans des fours électriques à induction et avec creuset, à chauffage par flammes. On fait quelques recommandations ayant comme but la réduction de la consommation d'énergie dans l'élaboration.

Metalurgia 32 (1980), nr. 2, p. 89–93

CD : 662.614 : 669.014

Nicolae, A. : **Le calcul du bilan énergetique des fours à combustion employant des énergies thermiques**

L'oeuvre présente quelques raisons pour lesquelles il est necessaire, dans le cas des fours à combustion, de calculer les quantités de chaleur comme des pouvoirs thermiques exprimés en W pour établir le bilan énergétique.

Ensuite, on propose des formules à utiliser dans cette situation.

Metalurgia 32 (1980), nr. 2, p. 94–96

CD : 541.135 : 669.781

Spătaru, I. : **Mécanisme de la borisation dans des bains de verre liquide**

On montre la possibilité de réaliser le mécanisme de borisation dans un milieu de verre liquide à partir de la réaction entre l'anhydride borique et le carbure de bore. De même, on explique la possibilité de diffusion simultanée du bore et du silicium dans les couches métalliques.

En appliquant les lois thermodynamiques valables pour les processus métallurgiques des masses métalliques fondues à l'étude de la dissociation du bain de borisation à base de verre, on montre, du point de vue thermodynamique, la possibilité de réaliser le mécanisme de borisation à l'aide des réactions proposées.

Metalurgia 32 (1980), nr. 2, p. 97–99

CD : 669.1(498)

Chindler, N. et *Lazăr, I.* : **Nouvelles contributions concernant les origines de la production de fonte aux alentours de Hunedoara (II)**

Metalurgia 32 (1980), nr. 2, p. 100–102

СОДЕРЖАНИЕ

ДК: 669.162.224

Цоку, П., Якобан, И., Викол, К., Дукман, Л., Роман, Ирина и Урсеану, А.,: **Технология функционирования с обогащенным воздухом кислородом при выплавке чугуна**

При переходе на технологию функционирования с обогощенным кислородом воздуха получено для среднего повышения на 4% кислорода в воздухе (от 21 до 25%) и приблизительно 3% вдуваемого природного газа (от 5,7 до 8,7% по отношению с горячим воздухом) уменьшение удельного расхода технологического кокса на 26,6 Кг/т чугуна.

Пересчитывая удельные расходы кокса на основе установленных математически- статистическим анализом корреляции параметров функционирования доменных печей, следует что для постоянных величин выхода чугуна, интенсивности горения, температуры ветра, используемого качества кокса и выплавляемого чугуна можно получить значительную экономию кокса.

Metalurgia 32 (1980), nr. 2, p. 61–65

ДК: 546.56 : 621.745

Опреа, Ф., Талой, Д. и Константин, И.: **Новая термодинамическая модель, касающаяся рапределения меди при непрерывной плавке**

На основе термодинамических данных основных химических реакций, имеющих место при непрерывной плавке в одном агрегате, с непосредственным получением меди, в работе представлена математическая модель с помощью которой можно оценить концентрации растворенной меди и увлеченная механически в шлаках. Также, представлен способ применения этой модели при различных концентрациях кислорода в используемом воздухе (21%—30%) в области температуры 1200—1300°С.

Проверка математической модели была проведена сравнением полученных расчетом результатов с практическими данными устанавливая хорошее соотношение между этими величинами.

Metalurgia 32 (1980), nr. 2, p. 66–71

ДК: 539.4/.5 : 669.41

Адриан, М. и Густэ, Р.: **Исследования, касающиеся влияния режимов холодной прокатки на механические и технологические свойства нержавеющих листов аустенитного и ферритного типа**

Представлены некоторые результаты измерений более важных физических и механических характеристик, полученных холодной прокаткой в промышленной фазе двух марок нержавеющих представительных сталей из современной сортовой программы тонколистовой стали, которая производится в стране. Получевные результаты имеют практическое применение.

Metalurgia 32 (1980), nr. 2, p. 72–75

ДК: 669.15

Штэфэнеску, Д. М., Влэдою, М., Солаколу, Мария, Диакону, И. и Кристеа, И.: **О условиях получения ферритных чугунов с шаровидным графитом в состоянии необработанного литья**

Представлены экспериментальные данные, касающиеся влияния специального чугуна и способа модификации чугуна на возможности получения чугунов с ферритной структурой в отлитые заготовки.

Установлены пределы вариации основных элементов состава (Mn, P,S) в чугуне и в модификационных промежуточных сплавах Si, Ba, Na, Mg, N, Ce).

Metalurgia 32 (1980), nr. 2, p. 76–86

ДК: 621.746.34 : 621.81

Хорга, М.: **Отливка тяжелых чугунных изделий для станков бассейнами большего объема**

Представлены отливочные бассейны большого объема рекомендуемые для отливки тяжелых изделий станков, а также и преимущества использования этих бассейнов.

Metalurgia 32 (1980), nr. 2, p. 87–88

ДК: 669.11 : 621.745.323

Рипошан, И.: **Разработка модификаторов на основе никеля в тигельных печах**

Работа представляет ряд аспектов, связанных с разарботкой модификаторов в системе Ni, Si, Ca. Mg, в индукционных тигельных электропечах и в тигельных печах нагретые пламенем.

Даются ряд рекомендаций, касающиеся уменьшения расхода энергии при разработке.

Metalurgia 32 (1980), nr. 2, p. 89–93

ДК: 662.614 : 669.014

Николае, А.: **Расчет энергетического баланса печей со сгоранием используя термические силы**

В работе представлены некоторые случаи для которых необходимо, в случае печей со сгоранием количества тепла, которое входит в термический баланс, быть расчитанными как термическо выраженные силы в W.

Предлогаются формулы, которые могут быть применены в таких случаях.

Metalurgia 32 (1980), nr. 2, p. 94–96

ДК: 541.135 : 669.781

Спэтару, И.: **Механизм боризации в жидких стеклянных ваннах**

В работе доказывается возможность реализации механизма боризации в жидкой стеклянной среде за счет реакции между борным ангидридом и карбидом бора. Также, поясняется возможность одновременной диффузии в металлических пластах бора и кремния.

Применение законов термодинамики, годные для металлургических процессов металличеких плавок при изучении диссоциации ванны для боризации на основе стекла доказывается, с точки зрения термодинамики, возможность реализации механизма боризации за счет предложенных реакций.

Metalurgia 32 (1980), nr. 2, p. 97–99

ДК: 669.1 (498)

Киндлер, Н. и Лазер, И.: **Начало производства чугуна в окружностях Хунедоара (II)**

Metalurgia 32 (1980), nr. 2, p. 100–102

METALURGIA 2
1980

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL
INGINERILOR SI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

Ing. P. Ţocu, ing. I. Iacoban, ing. C. Vicol,
ing. L. Ducman, ing. Irina Roman
Institutul de cercetări metalurgice — Bucureşti

ing. A. Urseanu
Combinatul siderurgic — Reşiţa

Tehnologie de funcţionare cu aer îmbogăţit în oxigen la producerea fontei

CZ : 669.162.224

În cursul anului 1977, în urma dării în exploatare a unei noi fabrici de oxigen, la unul din combinatele siderurgice s-a creat posibilitatea utilizării oxigenului în procesul de elaborare a fontei la furnale.

Experimentările de utilizare a aerului îmbogăţit în oxigen pentru producerea fontei au început la unul din furnalele combinatului.

Pe parcursul experimentărilor s-au efectuat unele modificări pe traseul de gaz metan (diafragme, debitmetre, ventile etc.) impuse de lucrul cu debite mult mărite, ca urmare a necesităţii compensării efectului oxigenului introdus în aer, printr-o cantitate suplimentară de gaz metan.

Înainte de introducerea oxigenului la furnal s-a urmărit timp de 30 zile regimul curent de insuflare aer-gaz metan, în vederea stabilirii unei perioade de referinţă pentru etapele următoare de mers al furnalului în regim experimental.

S-a ridicat apoi treptat conţinutul de oxigen în aerul insuflat pînă la peste 26 %, înregistrîndu-se etape distincte de funcţionare cu diferite adaosuri de oxigen în aerul insuflat.

Datele primare de urmărire a funcţionării furnalului au fost prelucrate printr-o analiză statistico-matematică, de corelare multiplă, pentru a se stabili efectul calitativ şi cantitativ al noii tehnologii de lucru asupra indicilor tehnicoeconomici de producere a fontei.

În perioada urmărită, furnalul a avut o încărcătură metalică compusă preponderent din aglomerat, pe lîngă care s-au mai utilizat minereuri şi pelete din import, minereuri indigene şi adaosuri metalice (un amestec de circa 70 % şpan + 30 % arsură de provenienţă uzinală). Ca fondant s-a folosit numai calcarul, iar combustibilul a fost format dintr-un amestec în proporţii variabile de cocs propriu (50—60 %) şi trei sorturi de cocsuri din import.

Caracteristicile chimice ale materialelor au prezentat valori apropiate pentru cele două perioade de experimentare.

Pentru stabilirea consumurilor de aer, gaz metan şi oxigen s-au folosit datele obţinute prin planimetrare. În cazul oxigenului s-au făcut corecţiile necesare prin calcularea pierderilor cauzate de deschiderile frecvente ale clapei Snort.

Pentru principalii parametri termici de funcţionare a furnalului (debitul, presiunea, temperatura şi conţinutul de oxigen al aerului insuflat, debitul de gaz metan şi valorile raportului CO_2/CO din gazul de furnal) s-au calculat mediile pe perioadă, abaterea medie pătratică şi dispersia şi s-au trasat histogramele de frecvenţă ale valorilor înregistrate. Din aceste date rezultă că în perioada a doua de mers cu aer îmbogăţit în oxigen, furnalul a avut o funcţionare mai uniformă, înregistrîndu-se valori ale parametrilor mai strînse în jurul valorii medii, mai puţin debitul de gaz metan la gurile de vînt, care a prezentat o variaţie mai mare a valorilor în perioada a doua, datorită modificărilor repetate de conţinut în oxigen al aerului cald.

În ambele perioade urmărite, furnalul a prezentat tendinţe de mers greoi cu frecvente agăţări, datorită în principal granulometriei necorespunzătoare a materiilor prime. Din această cauză cantitatea de oxigen adăugată în aerul insuflat a trebuit să fie modificată în funcţie de mersul furnalului. S-au înregistrat astfel următoarele subperioade de mers cu aer îmbogăţit în oxigen :

—subperioada *2.1.* —conţinut mediu 24,76 % O_2 ;
—subperioada *2.2.* —conţinut mediu 26,06 % O_2 ;
—subperioada *2.3.* —conţinut mediu 24,39 % O_2 ;
—subperioada *2.4.* —conţinut mediu 25,33 % O_2 ;
—subperioada *2.5.* —conţinut mediu 23,92 % O_2 ;
—subperioada *2.6.* —conţinut mediu 25,25 % O_2 .

Tabelul II

Parametrii de funcționare a furnalului (medii pe perioadă)

Parametrii	U.M.	Perioada							
		1 (ref.)	2.1.	2.2.	2.3.	2.4.	2.5.	2.6.	2 (total)
1. Nr. de zile	—	31	4	4	6	4	3	4	25
2. Consumuri specifice:									
— total încărcătură	kg/t fontă	1 882,0	1 924,1	2 187,5	1 938,8	1 962,2	1 993,3	1 973,2	1 990,2
— total cocs tehnologic	%	100,00	91,07	103,70	90,72	96,87	99,32	94,23	95,30
— aer (înregistrat)	Nm³/t fontă	1 487,7	1 190,6	1 431,1	1 583,8	1 320,6	1 549,6	1 280,0	1 386,8
— oxigen (înregistrat)	idem	—	56,6	91,6	67,9	72,4	57,4	68,9	69,3
— aer (cu 21 % O_2)	idem	1 487,7	1 134,0	1 339,5	1 515,9	1 248,2	1 492,2	1 211,1	1 317,5
— gaz metan	idem	84,6	96,4	137,4	138,0	121,5	122,3	112,9	121,4
3. Parametrii la gura de vînt:									
— debit aer	Nm³/h	63 994	58 438	59 140	59 018	54 896	54 028	54 583	57 273
— presiune aer	at	1,795	1,813	1,775	1,792	1,813	1,617	1,838	1,780
— temp. aer	°C	1 066,3	1 125,5	1 133,8	1 097,8	1 084,5	1 069,0	1 065,0	1 097,2
— oxigen în aer	%	21,00	24,76	26,06	24,39	25,33	23,92	25,25	24,94
— debit gaz metan	Nm³/h	3 623,7	4 729,2	5 677,4	5 143,9	5 052,1	4 263,9	4 812,5	5 013,1
— gaz metan în aer	%	5,66	8.09	9,60	8,72	9,20	7,89	8,82	8,75
— gaz metan suplim./oxigen	—	—	0,36	0,53	0,68	0,65	0,65	0,65	0,59
4. Parametrii la gîtul furnalului:									
— presiune	at	0,968	1,000	0,880	0,952	0,985	0,807	1,025	0,948
— temperatură	°C	273,2	207,5	252,5	230,8	250,0	256,7	230,0	236,0
— CO_2/CO	—	0,594	0,638	0,600	0,649	0,628	0,619	0,633	0,629
5. Fontă:									
— producție *)	%	100,0	114,6	96,5	87,0	97,1	81,4	99,6	96,4
— comp. chimică:									
Si	%	0,79	0,80	0,82	0,74	0,73	0,93	0,85	0,80
S	%	0,033	0,022	0,025	0,033	0,031	0,033	0,030	0,029
6. Zgură:									
— comp. chimică:									
SiO_2	%	37,87	37,47	38,39	38,80	38,72	37,62	38,51	38,32
CaO	%	48,08	48,65	48,36	48,13	48,46	49,38	48,37	48,49
CaO/SiO_2	—	1,27	1,30	1,26	1,24	1,25	1,31	1,26	1,27
7. Gaz furnal:									
— comp. chimică:									
CO_2	%	14,8	16,4	15,6	15,5	15,0	14,8	15,0	15,4
CO	%	24,9	25,7	26,0	23,9	23,9	23,9	23,7	24,5
H_2	%	4,8	5,7	7,2	6,9	6,1	5,6	5,4	6,2
8. Alți indici:									
— intens. ard. cocs	t/m³ zi	0,845	0,882	0,846	0,667	0,795	0,684	0,793	0,777
— intens. ard. carbon	t/m³ zi	0,727	0,779	0,766	0,617	0,715	0,614	0,711	0,701
— cons. spec. cocs tehnic	%	100,0	90,8	103,5	90,5	96,6	99,1	93,9	95,0
— cons. spec. cocs tehnic convenț. (84 % C_{fix})	%	100,0	91,4	103,9	90,8	97,1	99,6	94,6	95,6
— scoatere de fontă (brută)	%	53,13	51,97	45,71	51,58	50,96	50,17	50,68	50,20
— opriri:									
tehnologice	h	—	—	—	—	—	—	—	—
întreținere	h	18,50	—	3	1,5	—	3,25	—	7,75
— agățări căderi	nr./zi	2,20	2,25	0,50	4,33	3,25	2,33	1,75	2,60

* raportată la zi funcționare

Variația mare a valorilor conținutului de oxigen din aerul insuflat se reflectă și în histogramele oxigenului și respectiv a debitului de gaz metan corespunzător, care au un aspect mult diferit de curba de distribuție Gauss. Conținutul maxim de oxigen în aerul insuflat (medie zilnică) a fost de 26–26,5%, valoare înregistrată timp de 5 zile de funcționare.

Valorile principalelor elemente ale produselor furnalului (Si și S din fontă și raportul de bazicitate CaO/SiO_2 din zgură) au fost analizate de asemenea prin trasarea histogramelor de frecvență și a calculării mediei pe perioadă, abaterii medii pătratice și dispersiei. Regimul termic de insuflare, foarte variat în perioada a doua, se reflectă în aspectul mai dezordonat al histogramei conținutului de Si din fonta produsă în această perioadă.

În tabelul 1 sînt prezentate datele medii pe perioada din tot cursul experimentărilor (mers de referință și mers cu aer îmbogățit în oxigen). Nu s-au înregistrat opriri din motive tehnologice, ci numai opriri curente de întreținere (schimbări de răcitoare la gurile de vînt și la orificiul de evacuare a zgurei etc.; aceste opriri au fost prinse în calcul, toate datele fiind recalculate pentru timpul efectiv de lucru).

Se constată că furnalul a avut un mers greoi cu agățări repetate al căror număr a crescut cu circa 18% în perioada de mers cu aer îmbogățit în oxigen. Principalele deosebiri dintre cele două perioade le constituie însă scăderea scoaterii de fontă cu 2,93% (procente absolute) și micșorarea intensității de ardere, respectiv a producției, cu circa 3,5% în perioada a doua. S-a înregistrat de asemenea o creștere a temperaturii aerului insuflat cu circa 31°C. Compoziția chimică a fontei și a zgurei au rămas practic constante în cele două perioade. Pe întreaga perioadă a doua s-a mers cu un consum de 69,3 Nm^3O_2/t fontă, ceea ce a dus la mărirea conținutului de oxigen în aer la circa 25% O_2.

Calculul cantității de gaz metan insuflat suplimentar în furnal, pentru compensarea îmbogățirii aerului cu oxigen, este prezentat în tabelul 2.

Pentru stabilirea raportului de revenire $Nm^3 CH_4/Nm^3O_2$ s-a scăzut din cantitatea de gaz metan totală insuflată în furnal cantitatea de 5,66% din volumul de aer cald (similar perioadei de referință) și cantitatea de gaz metan necesară compensării diferenței de temperatură a vîntului față de mersul de referință, socotindu-se un necesar de 20 $Nm^3 CH_4/t$ fontă pentru o diferență de 100°C a aerului cald. A rezultat un raport de revenire variind între 0,36 și 0,68, media pe întreaga perioadă fiind de 0,59 $Nm^3 CH_4/Nm^3O_2$, cifră ce corespunde întrutotul datelor înregistrate la experimentări similare din țară și străinătate.

Întrucît în perioadele urmărite s-au utilizat la furnal patru sorturi de cocs cu valori diferite

Tabelul 2

Parametrii	U.M.	Perioada						
		2.1.	*2.2.*	*2.3.*	*2.4.*	*2.5.*	*2.6.*	*2*
– Consum spec. CH_4	Nm^3/t fontă	96,4	137,4	138,0	121,5	122,3	112,9	121,4
– Consum aer cald (21% O_2)	,,	1 134,0	1 339,5	1 515,9	1 248,2	1 492,2	1 211,1	1 317,5
– Consum CH_4 echivalent perioadei de referință *)	,,	64,2	75,8	85,8	70,6	84,5	68,5	74,6
– Variația temp. față de per. de ref.	°C	+59,2	+67,5	+31,5	+18,2	+2,7	−1,3	+30,9
– Consum CH_4 pt. compensarea dif. de temp. aer **)	Nm^3/t fontă	+11,84	+13,50	+6,30	+3,64	+0,54	−0,26	+6,18
– Rest CH_2 (insufl. pt. comp. O_2)	,,	20,36	48,10	45,90	47,26	37,26	44,66	40,62
– Raport de revenire CH_4/O_2	—	0,36	0,53	0,68	0,65	0,65	0,65	0,59

*) 5,66% CH_4 din cantitatea de aer cald avînd $t = 1\,066,3°C$

**) 20 $Nm^3 CH_4/t \cdot f/100°C$

ale analizei tehnice, s-a recalculat consumul specific de cocs tehnic (0 % apă) pentru un cocs convențional avînd 84 % C_{fix} (media valorilor celor patru cocsuri).

Datorită tehnologiei diferite de lucru din cele două perioade, consumurile medii de gaz metan (Nm^3 CH_4/t fontă) au avut valori diferite. Din această cauză s-a considerat necesar să se calculeze pe lîngă intensitatea de ardere a cocsului și intensitatea de ardere a carbonului (din cocs și din gaz metan). S-a înregistrat astfel în a doua perioadă o scădere a intensității de ardere a carbonului de 3,58 %, căreia i-a corespuns o scădere a producției de 3,55 %. Ca urmare a îmbogățirii aerului în oxigen s-a constatat o îmbunătățire a ponderii reducerilor indirecte în furnal, valoarea raportului CO_2/CO din gazul de la gîtul furnalului crescînd cu circa 6 %. Datorită micșorării zonei de ardere din fața gurilor de vînt, în perioada de funcționare cu aer îmbogățit în oxigen temperatura la gît a gazului de furnal a scăzut cu peste 37°C.

Din analiza datelor cuprinse în tabelele 1 și 2 se constată că valorile parametrilor pot fi comparate numai în ultimele patru subperioade, cînd s-a mers cu scoateri de fontă și raport de revenire CH_4/O_2 de valori relativ constante. Pentru aceste subperioade apare evident că producția zilnică (deci indicele de utilizare a volumului util) a fost influențată în principal de intensitatea de ardere a carbonului și de procentul de O_2 din aerul cald, iar consumul specific de cocs, de scoaterea de fontă și de perioadele de mers redus ale furnalului (mersul redus al furnalului fiind cauzat în principal de tendința de agățare); se constată că valorilor scăzute ale debitului de aer le corespund valori maxime ale consumului specific de cocs.

Pentru stabilirea influenței cantitative a parametrilor studiați asupra producției și consumului specific de cocs s-a făcut analiza de corelare multiplă, adoptîndu-se următoarele notații pentru variabilele:

Y_1 — producția de fontă, t/zi;
Y_2 — consumul specific de cocs tehnic, kg/t fontă;
X_1 — conținutul suplimentar de O_2 în aer, %;
X_2 — raportul de revenire CH_4/O_2;
X_3 — intensitatea de ardere a carbonului, t/m^3 zi;
X_4 — debit aer, $Nm^3/h/10^3$;
X_5 — scoaterea de fontă, %.

Au rezultat următoarele relații de corelație multiplă:

$$Y_1 = -2\,404{,}002 - 101{,}170\ X_1 + 479{,}303 X_2 + 2\,937{,}481\ X_3 + 10{,}765\ X_4 + 16{,}763\ X_5$$

— coeficient de corelație multiplă — 0,995;
— coeficient de determinație multiplă — 98,92;
— abatere medie pătratică — 10,31;

$$Y_2 = 1\,922{,}416 + 44{,}819\ X_1 - 298{,}848\ X_2 - 687{,}047\ X_3 - 8{,}430\ X_4 - 8{,}955\ X_5$$

— coeficient de corelație multiplă — 0,976;
— coeficient de determinație multiplă — 95,34;
— abatere medie pătratică — 4,907.

După cum rezultă din valorile coeficienților de corelație multiplă, parametrii au fost aleși judicios, reprezentînd aproape în totalitate influența multitudinii de caracteristici a funcționării furnalului, care influențează direct sau indirect indicii tehnico-economici ai acestuia.

În continuare s-au realizat, tot pe calculator, corelările parțiale ale producției și consumului specific de cocs cu cîte unul din parametrii discutați și s-au trasat curbele de regresie ale acestora. Pentru fiecare corelare parțială, s-au determinat curbe de gradul *1*; *2* și *3*, adoptîndu-se în studiu curbele logice din punct de vedere tehnologic și avînd cea mai ridicată valoare a coeficientului de corelație. Din relațiile de corelație multiplă și cele de corelație parțială s-au stabilit următoarele ecuații pentru recalcularea consumului specific de cocs tehnic în perioada a doua, pentru condiții de funcționare a furnalului, identice cu cele din perioada întîi;

1. — consumul specific de cocs variază cu ± 9 kg/t fontă pentru ∓ 1 % scoatere fontă;

2. — consumul specific de cocs variază cu ±5,35 kg/t fontă pentru ∓ 1 % modificare a intensității de ardere a carbonului (producției de fontă);

3. — consumul specific de cocs variază cu ± 60 kg/t fontă pentru ± 1 % Si în fontă;

4. — consumul specific de cocs variază cu ± 18 kg/t fontă pentru ∓ 100°C a temperaturii vîntului, însoțită de mărirea corespunzătoare a gazului metan insuflat.

Calculul corecției consumului de cocs pentru perioada a doua este prezentat în tabelul 3.

Tabelul 3

Factorul	Variația față de perioada întîi	Calculul corecției	Corecția, kg cocs/fontă
1. Scoaterea de fontă	− 2,93 %	(−2,93) × 9	−26,37
2. Intens. de ardere	− 3,57 %	(−3,57)(−5,35)	+19,10
3. Si în formă	+ 0,01 %	0,01(− 60)	− 0,60
4. Temp. aer	+30,9°C	0,309 × 18	+ 5,56
— total corecție			− 2,31
— diferența față de perioada de referință :			−26,11

— Scăderea cons. spec. cocs : 6,63 kg/ % oxigen suplimentar în aer
1,20 %/ % oxigen suplimentar în aer

Rezultă în final că în perioada de funcţionare cu aer îmbogăţit în oxigen, recalculată la aceeaşi scoatere de fontă, producţie zilnică şi temperatură a aerului cald cu cele ale perioadei de referinţă, s-a realizat o economie de cocs de 26,1 kg/t fontă (faţă de 26,6 kg/t fontă înregistrate brut), ceea ce corespunde unei economii de cocs de 1,2% pentru fiecare procent suplimentar de oxigen adăugat în aerul insuflat.

În urma experimentărilor de utilizare a aerului îmbogăţit în oxigen la furnal s-au stabilit următoarele :

— Prin trecerea la tehnologia de funcţionare cu aer îmbogăţit în oxigen s-a obţinut, pentru o creştere medie de circa 4% a oxigenului în aer (de la 21 la 25%) şi de circa 5% a gazului metan insuflat (de la 5,7 la 8,7% în raport cu aerul cald), o micşorare a consumului specific de cocs tehnic cu 26,6 kg/t fontă, în condiţiile de lucru cu o scoatere de fontă mai mică cu circa 3 procente absolute şi cu o intensitatea de ardere mai mică cu 3,6% decît cele realizate în perioada de referinţă.

— Recalculînd consumurile specifice de cocs pe baza relaţiilor stabilite prin analiza statisticomatematică de corelare multiplă a parametrilor de funcţionare a furnalului, a rezultat că pentru valori constante ale scoaterii de fontă, intensităţii de ardere, temperaturii vîntului, calităţii cocsului utilizat şi fontei produse, se poate obţine o economie de cocs de circa 6,6 kg/t fontă (1,2%) pentru fiecare procent de îmbogăţire cu oxigen în aer, printr-o insuflare suplimentară de gaz metan de 0,6 Nm^3/Nm^3 oxigen adăugat (producţia rămînînd constantă). Această economie corespunde unui raport de înlocuire de circa 0,65 kg cocs/Nm^3 gaz metan.

◆

DOCUMENTARE

Societatea Bethlehem comandă cuptoare de cocsificare

Societatea Bethlehem Steel a încheiat un contract pentru construirea noii baterii de cocsificare la uzina sa de la Sparrows Point, în cadrul proiectului elaborat în comun cu firmele McKee Otto. McKee este un fabricant de instalaţii din Cleveland, iar Otto este o firmă vest-germană cu sediul la Bochum. Costul estimat al noii baterii, care cuprinde 80 de cuptoare cu înălţimea de 6 m cu o capacitate de circa 850 mii t pe an, este de 150 mil. \$, din care 15 mil. \$ sînt destinaţi controlului mediului înconjurător.

Programul pentru baterie, care urmează să intre în funcţiune în 1982, cuprinde construcţia unei instalaţii de manipulare a cărbunelui şi cocsului şi a unor utilaje. În plus, cuptoarele de cocs existente pe care le va înlocui noua baterie vor fi demolate.

(În : *Metal Bulletin, Anglia, 1979, nr. 6402, p. 34*)

Construirea unei instalaţii de reducere directă în Birmania

Firma de construcţii de instalaţii Danieli & C. Spa. a semnat un contract cu guvernul birmanez pentru livrarea unei instalaţii de reducere directă cu o capacitate de 20 000 t/an. Este vorba despre o instalaţie Kinglor-Meteor în care se produce burete de fier în cuptorul cu cuvă prin încărcarea de agenţi reducători împreună cu minereul. Instalaţia va intra în funcţiune la începutul anului 1981. Contractul total al întreprinderii italiene, care cuprinde şi livrarea unui cuptor electric cu arc de 15 t, se ridică la circa 33 mil. DM.

Unica instalaţie Kinglor-Meteor de pînă în prezent, cu o capacitate de 40 000 t/an, funcţionează din anul 1976 în Cremona (Italia) la firma Ferriere Arvedi.

(În : *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 21, oct., 1979, p. 1186*)

Firma SKF dezvoltă procedeul de reducere directă cu plasmă

Firma suedeză SKF Stal, care experimentează de cîţiva ani utilizarea tehnicii cu plasmă la elaborarea fontei şi a oţelului, va modifica instalaţia de reducere directă, care funcţionează în uzina Hofors pe bază de cărbune, într-o instalaţie de reducere directă cu plasmă.

Reconstruirea instalaţiei care va costa 40 mil. coroane suedeze se va încheia la sfîrşitul anului 1980. Cu ajutorul noului procedeu ,,plasmared" se vor produce anual 70 000 t burete de fier, care se vor utiliza la cuptorul electric cu arc de la uzina Hofors.

Prin procedeul Wilberg, aplicat pînă în prezent în Hofors, s-a produs gaz de reducere într-un carburator din cărbune, cu utilizarea de energie electrică şi reintroducerea unei părţi din gazul de evacuare din cuptorul cu cuvă. Gazul de reducere s-a desulfurat la cald în cuva încărcată cu dolomită. Productivitatea realizată cu ajutorul cuptorului cu cuvă este de 25 000 t/an, deci foarte redusă, comparativ cu procedeul modern de reducere directă.

După noua tehnologie gazul reducător se produce cu ajutorul plasmei la prelucrarea cărbunelui, păcurii sau gazului. O parte din gazul de evacuare din cuptorul cu cuvă se reintroduce în generatorul cu plasmă, după spălarea CO_2 şi H_2O. Este vorba despre un consum de energie de 160 kg hidrocarburi t/Fe şi 735 kWh/t Fe.

O altă dezvoltare a procesului la SKF este reducerea prin topire a minereului fin în reactorul cu plasmă.

(În : *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 21 oct. 1979, p. 1185—1186*)

◆

Un nou model termodinamic privind repartiția cuprului la topirea continuă*)

Prof. dr.doc. ing. Fl. Oprea, ing. D. Taloi
și ing. I. Constantin
Institutul politehnic — București

CZ : 546.56 : 621.745

Dezvoltarea procedeelor de topire continuă a concentratelor cuproase într-un singur agregat a impus noi cercetări privind distribuția interfazică a cuprului.

Ca urmare a regimului hidrodinamic nestaționar al agregatelor de topire continuă, precum și a intervalelor mari de variație a compoziției fazelor ce alcătuiesc sistemul, prelucrarea concentratelor cuproase în aceste condiții conduce la obținerea unor zgure cu conținut ridicat în cupru. Prezenta lucrare stabilește un model termodinamic bazat pe teoria moleculară a matelor și zgurelor, care să permită estimarea conținutului de cupru (dizolvat și antrenat mecanic) în zgure funcție de principalii parametri tehnologici ai procesului : compoziția materiilor prime, conținutul de oxigen în aerul utilizat, compozițiile zgurei și cuprului brut, temperatura, în condițiile obținerii directe a cuprului.

Formularea și alegerea variabilelor modelului

Similar proceselor convenționale de topire pentru mată și convertizare, la baza proceselor de topire continuă într-un singur agregat se poate considera un sistem format din cinci componenți principali : Cu, Fe, S, O și SiO_2.

În prezentul studiu, sistemul este idealizat prin acești cinci componenți, neglijindu-se toate celelalte elemente. Această ipoteză este justificată prin faptul că în procesele de topire continuă, cuprul brut și mata conțin celelalte elemente în concentrații relativ joase, chiar dacă în zgure pot apărea unele elemente în concentrații apreciabile, cum sînt ZnO (2—7 %), Al_2O_3 (3—5 %), PbO (1—3 %), oxizi ai metalelor alcaline și alcalino-pămîntoase (2—3 %).

Din punct de vedere fizico-chimic sistemele corespunzătoare agregatelor de topire continuă sînt formate din patru faze, din care trei în stare condensată (cuprul metalic, mata, zgura) și una în stare gazoasă (atmosfera agregatului).

În consecință, conform regulii fazelor lui Gibbs, sistemul va prezenta din punct de vedere termodinamic trei grade de libertate($v = n + 2 - f = 5 + 2 - 4 = 3$), ceea ce implică trei variabile independente pentru caracterizarea stării de echilibru. Pentru modelul ce urmează, se consideră următoarele variabile independente : temperatura, activitatea termodinamică a magnetitei și presiunea parțială a SO_2.

Variabilele independente ale modelului. Valorile temperaturii, una din cele trei variabile independente, sînt condiționate în general de temperatura de topire a fazelor și de necesitatea obținerii anumitor valori pentru proprietățile fizice ale fazelor. Domeniul de temperatură pentru obținerea directă a cuprului brut într-un singur agregat este inclus în intervalul 1 200 — — 1 300°C.

Activitatea termodinamică a magnetitei, a doua variabile independente a modelului, se va exprima funcție de conținutul procentual de magnetită în zgură pe baza diagramei din figura 1, stabilită experimental de către Altman și Kellogg [1] și respectiv Osborn și Muan [2], pentru zgurele din sistemul $FeO - FeO_{1,33} - SiO_2 - CuO_{0,5}$.

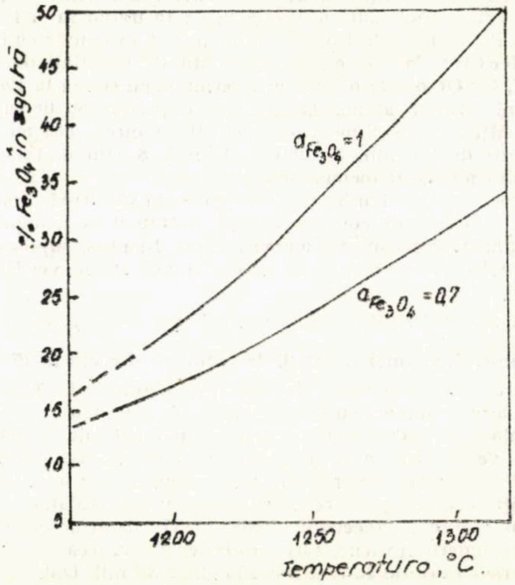


Fig. 1. Variația concentrației Fe_3O_4 în zgură funcție de activitatea sa și temperatură (după Altman și Kellogg)

Curbele sînt considerate a avea o precizie de ± 2% Fe_3O_4 pentru o activitate dată a magnetitei și sînt independente de raportul Fe/SiO_2, respectiv de conținutul de $CuO_{0,5}$ din zgură. Dependența analitică dintre concentrația magnetitei în zgură și activitatea sa este dată de ecuația :

$$(\% Fe_3O_4)_{zg} = 2,6 + 29,7\ a_1 - (10,8 - 34,0\ a_1)\, t - (2,3 - 6,7\ a_1)\, t^2 \qquad (1)$$

---

*) Lucrarea a fost prezentată la Sesiunea de comunicări științifice ICEM, 5—7 sept. 1979.

în care :

$$t = 0{,}01\ (T - 1\,523)\ \text{pentru}\ 1\,473 \leqslant T \leqslant 1\,573\ \text{K}$$

Conform ecuației (1), la 1 523 K activitatea magnetitei este unitară (zgură saturată în magnetită), pentru 32,3% Fe_3O_4. În cazul proceselor de topire continuă, datorită creșterii potențialului de oxigen al sistemului comparativ cu topirea în cuptoare cu vatră și chiar față de topirea în suspensie, concentrația magnetitei este mult mai mare, ceea ce corespunde la activități ale acesteia între 0,7 și 1,0.

Pentru stabilirea presiunii parțiale a SO_2, a treia variabilă independentă, se admite ipoteza că oxigenul este utilizat în cadrul procesului cu o eficiență de 100%. Această ipoteză este justificată prin faptul că și în cazul convertizării clasice în convertizoare Peirce — Smith eficiența utilizării oxigenului este aproape 100%; de asemenea, nu se ia în considerare eventualul exces de aer utilizat la topirea șarjei sau în zona de convertizare.

În aceste condiții, presiunea parțială a SO_2 se va calcula funcție de conținutul de oxigen din aerul utilizat și compoziția șarjei. Se presupune că sulful, fierul, zincul, plumbul, arsenul, antimoniul, bismutul se oxidează în totalitate, iar oxigenul reacționat cu cuprul ($CuO_{0,5}$) și conținuturile de sulf în cuprul brut și zgură sînt neglijabile. Oxigenul reacționat cu cuprul se compensează cu sulful din cuprul brut și zgură sau eventual cu excesul de aer utilizat în practică, ceea ce justifică ipoteza anterioară.

Pentru calcule, fierul din zgură s-a aproximat cu $FeO_{1,118}$, ceea ce pentru o zgură cu 35% Fe (ca FeO) înseamnă 25% Fe_3O_4.

Presupunînd o șarjă de 100 g formată din sulfuri de cupru, fier, zinc, plumb, arsen, antimoniu, bismut, gangă și fondanți, necesarul de aer pentru transformarea acestuia în cupru brut, exprimat în litri în condiții normale, se poate determina cu relația :

$$V_a = \frac{2\,241}{32\,y}(0{,}998\,x_3 + 0{,}338\,x_2 + 0{,}077\,x_4 + 0{,}245\,x_5 + 0{,}32\,x_6 + 0{,}197\,x_7 + 0{,}114\,x_8) \quad (2)$$

Se menționează că, deși s-a considerat sistemul format din cinci componenți, zincul, plumbul, antimoniul și bismutul au fost luate în calcul pentru o estimare mai exactă a presiunii parțiale a SO_2.

Coeficienții termenilor x_i reprezintă cantitatea de oxigen necesară oxidării unui gram din elementul x_i.

Corespunzător volumului de aer rezultă următorul volum de azot :

$$V_{N_2} = 0{,}01\ (100 - y)\ V_a \quad (3)$$

Volumul total de gaze rezultate la prelucrarea a 100 g șarjă va fi :

$$V_g = V_{N_2} + V_{SO_2} + V_{CO_2} + V_{H_2O} \quad (4)$$

Volumul de SO_2 se determină funcție de conținutul de sulf în șarjă :

$$V_{SO_2} = \frac{22{,}41}{32,\,066}\, x_3 \quad (5)$$

Volumele V_{CO_2} și V_{H_2O} se calculează pe baza ipotezei că MgO și CaO din șarjă se găsesc sub formă de carbonați, respectiv din umiditatea șarjei :

$$V_{CO_2} = \frac{22{,}41}{40{,}16}\, x_9 + \frac{22{,}41}{56}\, x_{10} \quad (6)$$

$$V_{H_2O} = \frac{22{,}41}{18} \cdot W \quad (7)$$

Pe baza volumului de SO_2 și a volumului total de gaze, în condiții izoterme, rezultă presiunea parțială a SO_2 :

$$P_{SO_2} = V_{SO_2}/V_g \quad (8)$$

Echilibrul sistemului Cu — Fe — S. Studiul echilibrului topiturilor din sistemul Cu — Fe — S a permis stabilirea condițiilor de coexistență a matelor bogate și cuprului metalic.

O sinteză a cercetărilor efectuate de Krivsky și Schuhmann [3] și Johannsen și Volmer [4], privind echilibrul în acest sistem, este redată în figura 2.

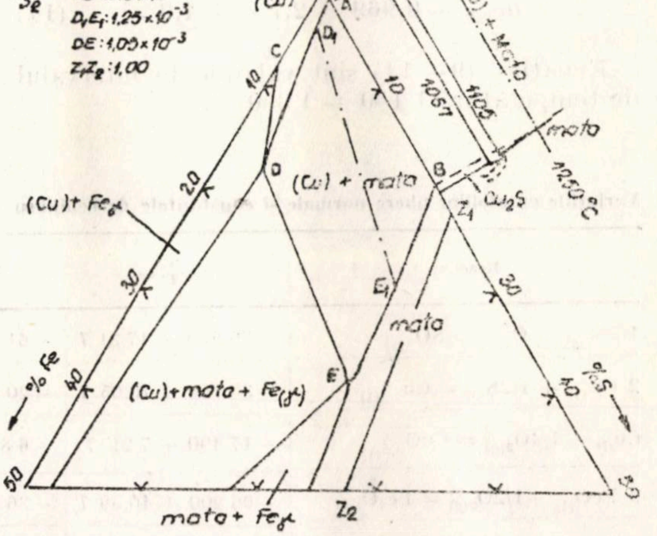


Fig. 2. Echilibrul fazic al sistemului Cu — Fe — S la 1 250°C (după Krivsky și Schuhmann). P_{S_2} în atmosfere

După cum rezultă (fig. 2), domeniul de coexistență a matelor cu cuprul metalic la 1 250°C începe de la circa 62 % Cu în mată (punctul *E*). Practic, s-a constatat că punctul *E* rămîne invariabil și la 1 150°C [5], spre deosebire de punctul *D* care se modifică.

Datele lui Krivsky și Schuhmann permit de asemenea calculul conținutului de fier și sulf din cuprul metalic în echilibru cu mata bogată, precum și presiunea parțială a sulfului :

$$[\mathrm{Fe}]_{\mathrm{Cu}} = (18{,}3 + 1{,}1\, t)\, x + (87{,}5 + 18{,}8\ t)\, x^2 \text{ pentru } x < 0{,}12 \qquad (9)$$

$$[\mathrm{S}]_{\mathrm{Cu}} = (1{,}33 + 0{,}28\, t + 0{,}08\, t^2) - (0{,}3 - 2{,}7\ \mathrm{t})\, x + (43 + 33\ \mathrm{t})\, x^2 \qquad (10)$$

$$P\mathrm{S}_2^{1/2} \cdot 10^3 = (1{,}49 + 1{,}21\, t + 0{,}37\ t^2) - (1{,}75 + 2{,}05\, t + 0{,}45\, t^2)\, x + (-5{,}50 + 2{,}75\, t + 2{,}75\, t^2)\, x^2, \qquad (11)$$

în care $x = 0{,}01 \cdot z$.

Variația cu temperatura a compoziției matelor saturate în cupru (curba *BE* din fig. 2) este foarte mică și prin urmare conținutul de cupru în mată poate fi calculat funcție de conținutul de fier al matei prin următoarea ecuație, independentă de temperatură :

$$[\mathrm{Cu}]_M = 80{,}4 - 117\, x \qquad (12)$$

De asemenea, pentru matele saturate în cupru, de compoziție variabilă, se pot exprima de-a lungul curbei *BE* activitățile FeS și Cu_2S prin ecuațiile [3] :

$$a_{\mathrm{FeS}} = 2{,}0\, x - 3{,}0\, x^2 \qquad (13)$$

$$a_{\mathrm{Cu_2S}} = 0{,}969 - 2{,}7\, x + 4{,}0\, x^2 \qquad (14)$$

Ecuațiile (9 — 14) sînt valabile în intervalul de temperatură 1 150 — 1 350 °C.

Solubilitatea cuprului în zgură. Solubilitatea cuprului în zgurele faialitice se datorează dizolvării oxidului și respectiv sulfurii de curpu. În cazul proceselor de topire continuă, cu obținerea directă a cuprului, solubilitatea sulfurii de cupru este foarte mică astfel încît se poate neglija. Solubilitatea oxidului de cupru a constituit subiectul a numeroase cercetări, majoritatea urmărind stabilirea unor corelații ale acesteia funcție de activitatea sa. Astfel, în zgurele faialitice, Ruddle și alții [6] au stabilit, în intervalul de temperatură 1 220 — 1 400°C, următoarea dependență a conținutului de cupru în zgură ca oxid, funcție de activitatea $CuO_{0,5}$:

$$[\mathrm{Cu}]_{zg}^{ox} = 35{,}9 \cdot a_{\mathrm{CuO_{0,5}}} \qquad (15)$$

Pentru zgurele faialitice cu conținut de Al_2O_3 saturate în SiO_2, Toguri și Santander [7] au stabilit următoarea ecuație :

$$[\mathrm{Cu}]_{zg}^{ox} = 29{,}7 \cdot a_{\mathrm{CuO_{0,5}}} \qquad (16)$$

După Nagamori și alții [7], [8] solubilitatea cuprului ca oxid în zgurele faialitice cu peste 8 % Al_2O_3 saturate în SiO_2 corespunde ecuației :

$$[\mathrm{Cu}]_{zg}^{ox} = 31{,}0 \cdot a_{\mathrm{CuO_{0,5}}} \qquad (17)$$

Deși este puțin probabil ca zgurele rezultate în procesele de topire continuă să fie saturate în SiO_2, în prezentul model se admite că solubilitatea cuprului în zgură ca oxid corespunde ecuației (17).

Ecuațiile matematice ale modelului

Stabilirea pierderilor de cupru în zgură ca oxid, conform ipotezelor anterioare, în condițiile obținerii directe a cuprului brut, necesită determinarea activității oxidului de cupru.

Pentru determinarea acesteia și implicit a cuprului solubilizat ca oxid, pe baza ecuațiilor (1 — 17) și a datelor termodinamice din tabe-

Tabelul 1

Variațiile entalpiilor libere normale și constantele de echilibru ale unor reacții de la topirea continuă a concentratelor cuproase

Reacția	ΔG_T^0, cal	ΔG_T^0, cal (K_p)		
		1 473 K	1 523 K	1 573 K
$1/2S_{2(g)} + O_{2(g)} = SO_{2(g)}$	$-86\,620 + 17{,}31\ T$	$-61\,123$ $(1{,}173 . 10^9)$	$-60\,257$ $(4{,}442 . 10^8)$	$-59\,391$ $(1{,}788 . 10^8)$
$2\ Cu_{(1)} + 1/2S_{(g)} = Cu_2S_{(1)}$	$-35\,160 + 10{,}05\ T$	$-20\,356$ $(1{,}048 . 10^3)$	$-19\,854$ $(7{,}067 . 10^2)$	$-19\,351$ $(4{,}885 . 10^2)$
$Cu_{(l)} + 1/4O_{2(g)} = CuO_{0,5(1)}$	$-17\,490 + 7{,}21\ T$	$-6\,870$ $(10{,}460)$	$-6\,509$ $(8{,}593)$	$-6\,149$ $(7{,}15)$
$3\ FeO_{(1)} + 1/2O_{2(g)} = Fe_3O_{4(s)}$	$-96\,200 + 40{,}59\ T$	$-36\,411$ $(2{,}528 . 10^5)$	$-34\,381$ (8,59[illegible]$\cdot 10^4$)	$-32\,352$ $(3{,}128 . 10^4)$
$3\,Fe_3O_{4(s)} + FeS_{(1)} = 10FeO_{(1)} + SO_2$	$-171\,340 - 99{,}41\ T$	$24\,909$ $(2{,}013 . 10^{-4})$	$19\,938$ $(1{,}375 . 10^{-3})$	$14\,968$ $(8{,}321 . 10^{-3})$

lul 1, s-a elaborat un model matematic care conține următoarea succesiune de ecuații :

$$V_a = \frac{2\,241}{32\,y}(0{,}338\,x_2 + 0{,}998\,x_3 + 0{,}077\,x_4 +$$

$$+ 0{,}245\,x_5 + 0{,}32\,x_6 + 0{,}197\,x_7 + 0{,}114\,x_8) \quad (18)$$

$$V_{N_2} = 0{,}01\,(100 - y)\,V_a \quad (19)$$

$$V_{SO_2} = \frac{22{,}41}{32{,}066}\,x_3 \quad (20)$$

$$V_{CO_2} = \frac{22{,}41}{40{,}16}\,x_9 + \frac{22{,}41}{56}\,x_{10} \quad (21)$$

$$V_{H_2O} = \frac{22{,}41}{18}\,W \quad (22)$$

$$V_g = V_{N_2} + V_{SO_2} + V_{CO_2} + V_{H_2O} \quad (23)$$

$$P_{SO_2} = \frac{V_{SO_2}}{V_g} \quad (24)$$

$$x = 0{,}01\,z \quad (25)$$

$$P_{S_2}^{1/2} = 10^{-3}\,[1{,}49 + 1{,}21\,t + 0{,}37\,t^2 - (1{,}75 +$$

$$+ 2{,}05\,t + 0{,}45\,t^2)x + (-5{,}50 + 2{,}75\,t + 2{,}75\,t^2)x^2] \quad (26)$$

$$P_{O_2} = \frac{P_{SO_2}}{K_1 \cdot P_{S_2}^{1/2}} \quad (27)$$

$$a_{Cu} = \left(\frac{a_{Cu_2S}}{K_2 \cdot P_{S_2}^{1/2}}\right)^{1/2} \quad (28)$$

$$a_{CuO_{0,5}} = K_3 \cdot a_{Cu} \cdot P_{O_2}^{1/4} \quad (29)$$

$$[Cu]_{zg}^{ox} = 31{,}0 \cdot a_{CuO_{0,5}} \quad (30)$$

$$a_{FeO} = \left(\frac{a_1}{K_4 \cdot p_{O_2}^{1/2}}\right)^{1/3} \quad (31)$$

$$a_{FeS} = \frac{a_{FeO}^{10} \cdot P_{SO_2}}{K_5 \cdot a_1^3} \quad (32)$$

$$x = 0{,}5 \cdot a_{FeS} \quad (33)$$

$$[Fe]_{Cu} = (18{,}3 + 1{,}1\,t)\,x + (87{,}5 + 18{,}8\,t)\,x^2 \quad (34)$$

$$[S]_{Cu} = (1{,}33 + 0{,}28\,t + 0{,}08\,t^2) - (0{,}3 - 2{,}7\,t)\,x +$$

$$+ (43 + 33\,t)\,x^2 \quad (35)$$

Antrenările mecanice

Deși în timpul proceselor de topire o serie de parametri cum sînt temperatura, compoziția șarjei, atmosfera cuptorului pot fi controlate în scopul unei cît mai complete separări a fazelor, invariabil se produc antrenări mecanice reciproce ale fazelor [10]. Acestea devin și mai mari în procesele de topire continuă într-un singur agregat, ca urmare a agitării violente a fazelor prin insuflarea aerului în zona de convertizare, ceea ce impune luarea lor în considerare la estimarea concentrației totale a cuprului în zgură. Zgurele faialitice în echilibru cu mata albă solubilizează o cantitate foarte mică de cupru ca sulfură. Prin urmare, se poate considera că tot sulful prezent în zgurele de la topirea continuă se datorează antrenărilor mecanice de mată. Această ipoteză este justificată de faptul că sulful prezent în particulele de zgură antrenate mecanic în mată este sub 0,05 % [9].

Antrenările mecanice de zgură în mată pot fi estimate din concentrația SiO_2 în mată ; s-a constatat că matele industriale cu 72 % Cu conțin circa 1,2 % SiO_2, pe cînd concentrația SiO_2 în particulele de mată antrenate mecanic în zgură este sub 0,1 % [9].

În consecință, pentru aprecierea compozițiilor aparente ale fiecărei faze lichide pot fi utilizate următoarele ecuații rezultate pe baza legii conservării masei :

$$[E]_{Cu}^{ap} = 0{,}01\,\{[E]_{Cu}\,100 - S_M^{Cu} - S_{zg}^{Cu}) +$$
$$+ [E]_M \cdot S_M^{Cu} + [E_z]_g \cdot S_{zg}^{Cu}\} \quad (36)$$

$$[E]_M^{ap} = 0{,}01\,\{[E]_M\,(100 - S_{Cu}^M - S_{zg}^M) +$$
$$+ [E]_{Cu} \cdot S_{Cu}^M + [E]_{g}^{ap} \cdot S_{zg}^M\} \quad (37)$$

$$[E]_{zg}^{ap} = 0{,}01\,\{[E]_{zg}\,(100 - S_{Cu}^{zg} - S_M^{zg}) +$$
$$+ [E]_{Cu} \cdot S_{Cu}^{zg} + [E]_M \cdot S_M^{zg}\} \quad (38)$$

Prin urmare, pentru estimarea concentrației aparente a cuprului în zgură se poate utiliza ecuația (38) care devine :

$$[Cu]_{zg}^{ap} = 0{,}01\,\{[Cu]_{zg}^{ox}\,(100 - S_{Cu}^{zg} - S_M^{zg}) +$$
$$+ [Cu]_{Cu} \cdot S_{Cu}^{zg} + [Cu]_M \cdot S_M^{zg}\} \quad (39)$$

Verificarea modelului termodinamic

Modelul termodinamic elaborat a fost verificat prin aplicarea lui la topirea continuă cu obținerea cuprului brut, utilizîndu-se o șarjă cu următoarea compoziție, % :

13,5 Cu ; 28,67 Fe ; 31,25 S ; 1,47 Pb ; 0,58 Zn ; 16,8 SiO_2 ; 0,16 As ; 0,21 Sb ; 0,09 Bi ; 3,9 Al_2O_3 ; 0,76 MgO ; 1,71 CaO ; 0,01 H_2O ; 0,8 altele.

S-a luat în considerare prelucrarea cu aer obişnuit şi aer îmbogăţit în oxigen cu 27 şi respectiv 30 % O_2, la temperaturi între 1 473 – 1 573 K şi activităţi ale magnetitei de 0,7 şi 1,0.

Rezultatele obţinute sînt redate în tabelele 2 şi 3. Din analiza rezultatelor obţinute se constată o scădere a conţinutului de cupru solubilizat ca oxid în zgură, pe măsura creşterii temperaturii de la 1 473 la 1 573 K la activităţi constante ale magnetitei şi concentraţiei oxigenului în aerul utilizat. Creşterea concentraţiei oxigenului în aer determină o mărire a concentraţiei cuprului dizolvat la temperatură constantă, în timp ce activitatea magnetitei nu are practic nici o influenţă asupra acestuia. Pentru estimarea concentraţiei aparente a cuprului în zgură, conform ecuaţiei (39), s-a admis o concentraţie a sulfului în zgură de 1 %, datorită în exclusivitate antrenărilor mecanice. Pentru o mată albă (80 % Cu), la o concentraţie de 1% S în zgură, corespunde 4% Cu şi respectiv 5% mată ($S_M^{zg} = 5$) în zgură.

De asemenea, s-a considerat antrenarea de cupru brut în zgură de 2% cu ($S_{Cu}^{zg} = 2$), care corespunde datelor obţinute la exploatarea industrială a unei instalaţii de topire continuă tip Noranda. Rezultatele calculelor efectuate în aceste condiţii sînt redate în tabelul 3.

Din compararea concentraţiei cuprului solubilizat ca oxid şi respectiv antrenat mecanic se constată valori relativ apropiate ale acestora.

Tabelul 2

Volumele gazelor în condiţii normale (l) şi presiunea parţială a SO_2 în at

% O_2	V_a	V_{N_2}	V_{SO_2}	V_{CO_2}	V_{H_2O}	V_g	p_{SO_2}
21	137,51	108,64	21,84	1,108	0,1245	131,71	0,166
27	106,96	84,50	21,84	1,108	0,1245	107,57	0,203
30	96,26	76,05	21,84	1,108	0,1245	99,12	0,220

Tabelul 3

Rezultatele obţinute la aplicarea modelului

Nr. crt.	Temperatura K	% O_2	$a_{Fe_3O_4}$	$\%Fe_3O_4$	a_{FeO}	$a_{CuO_{0,5}}$	a_{Cu}	$a_{FeS} \cdot 10^4$	$P_{S_2}^{1/2} \cdot 10^3$	$P_{O_2}^{1/4} \cdot 10^2$	$(\%Cu)_{zg}^{ox}$	$(\%Fe)_m \cdot 10^3$	$(\%Fe)_{Cu} \cdot 10^3$	$(\%S)_{Cu}$	$(Cu)_{Cu}$	$(\%Cu)_{ap}$	$(\%Cu)_{med}$
1	1 473	21	0,7	17,49	0,194	0,198	0,972	1,81	0,977	1,951	6,14	9,05	1,60	1.21	98,781	11,68	5,54
		27	0,7	17,49	0,187	0,208	0,972	1,54	0,977	2,051	6,45	7,70	1,37	1,21	98,782	11,97	5,52
		30	0,7	17,49	0,185	0,213	0,972	1,49	0,977	2,093	6,60	7,45	1,32	1,21	98,782	12,11	5,51
		21	1,0	21,8	0,218	0,198	0,972	2,00	0,977	1,951	6,14	10,00	1,78	1,21	98,780	11,68	5,54
		27	1,0	21,8	0,211	0,208	0,972	1,76	0,977	2,051	6,45	8,80	1,56	1,21	98,781	11,97	5,52
		30	1,0	21,8	0,208	0,213	0,972	1,65	0,977	2,093	6,60	8,25	1,46	1,21	98,781	12,11	5,51
2	1 523	21	0,7	23,39	0,254	0,184	0,959	3,93	1,49	2,236	5,70	19,65	3,60	1,33	98,650	11,27	5,57
		27	0,7	23,39	0,245	0,194	0,959	3,35	1,49	2,354	6,01	16,75	3,07	1,33	98,653	11,56	5,55
		30	0,7	23,39	0,242	0,198	0,959	3,21	1,49	2,400	6,14	16,05	2,94	1,33	98,654	11,68	5,54
		21	1,0	32,3	0,286	0,184	0,959	4,41	1,49	2,236	5,70	22,05	4,04	1,33	98,648	11,27	5,57
		27	1,0	32,3	0,276	0,194	0,959	3,78	1,49	2,354	6,01	18,90	3,46	1,33	98,651	11,56	5,55
		30	1,0	32,3	0,272	0,198	0,959	3,54	1,49	2,400	6,14	17,70	3,24	1,33	98,652	11,68	5,54
3	1 573	21	0,7	30,49	0,325	0,174	0,952	7,64	2,187	2,551	5,39	38,20	7,21	1,49	98,472	10,98	5,59
		27	0,7	30,49	0,314	0,183	0,952	6,63	2,187	2,684	5,67	33,15	6,25	1,49	98,477	11,24	5,57
		30	0,7	30,49	0,310	0,186	0,952	6,32	2,187	2,738	5,77	31,60	5,96	1,49	98,478	11,33	5,56
		21	1,0	45,0	0,366	0,174	0,952	8,60	2,187	2,551	5,39	43,00	8,11	1,49	98,467	10,98	5,59
		27	1,0	45,0	0,354	0,183	0,952	7,54	2,187	2,684	5,67	37,70	7,11	1,49	98,472	11,24	5,57
		30	1,0	45,0	0,349	0,186	0,952	7,08	2,187	2,738	5,77	35,40	6,68	1,49	98,475	11,33	5,56

Tabelul 4

Antrenările mecanice reciproce ale fazelor (S_i^J) pentru o instalaţie de obţinere directă a cuprului brut

Faza	Antrenările mecanice, %		
	Zgură	Mată	Cupru brut
Zgură	–	$S_M^{zg} = 5$	$S_{Cu}^{zg} = 2$
Mată	$S_{zg}^M = 3$	–	$S_{Cu}^M = 3$
Cupru brut	$S_{zg}^{Cu} = 0,5$	$S_M^{Cu} = 1,0$	–

Tabelul 5

Compoziţiile comparative ale fazelor pentru o instalaţie tip Noranda de obţinere directă a cuprului brut

$T = 1\,523$ K, $a_1 = 0,7$, $y = 21$ (% $Fe_3O_4 = 23,9$)

Faza	Componentul	Calculat, %		Date practice, % [11]
		a	*b*	
Cupru brut	Cu	98,65	98,08	98
	Fe	0,0036	0,202	0,2
	S	1,33	1,506	1,5
Mată	Cu	80,37	78,67	
	Fe	0,0195	1,21	
	S	19,61	18,47	
Zgură	Cu	5,70	11,274	12
	Fe	39,75	36,96	36,1
	S	0	1,007	1,00

a) – fără antrenări mecanice;
b) – cu antrenări mecanice (concentraţiile aparente)

Referitor la influenţa conţinutului de oxigen, a temperaturii şi activităţii magnetitei asupra concentraţiei cuprului antrenat nu se pot face afirmaţii precise, deoarece modelul prezentat este pur termodinamic fără să ţină seamă de proprietăţile fizice ale fazelor.

Totuşi rezultatele obţinute prin aplicarea acestui model concordă foarte bine cu datele practice de la o instalaţie tip Noranda, existentă în literatura de specialitate, după cum rezultă din tabelele 4 şi 5.

Concluzii

Pe baza datelor termodinamice ale principalelor reacţii chimice ce au loc la topirea continuă într-un singur agregat, cu obţinerea directă a cuprului, în lucrare se prezintă un model matematic cu ajutorul căruia se pot estima concentraţiile cuprului solubilizat şi antrenat mecanic în zgure. Se ilustrează de asemenea modul de aplicare a acestuia la diferite concentraţii ale oxigenului în aerul utilizat (21 — 30%) în domeniul de temperatură 1 200 — 1 300°C.

Verificarea modelului matematic s-a făcut prin compararea rezultatelor obţinute prin calcul cu datele practice, constatîndu-se o bună concordanţă între valori.

Cunoscîndu-se repartiţia cuprului în zgură se pot stabili care sînt principalii parametri tehnologici (compoziţia şarjei, conţinutul de oxigen în aerul insuflat etc.) care pot fi modificaţi în vederea obţinerii unor randamente maxime de extragere a cuprului din mată.

Semnificaţia notaţiilor

% Fe_3O_4 — concentraţia procentuală a magnetitei în zgură ;
a_1 — activitatea magnetitei în zgură ;
t — 0,01 (T — 1 523) ;
T — temperatura absolută, K ;
V_a — volumul de aer, l ;
x_i (pt. $i = 1, 2, 3, \ldots 10$) — concentraţiile procentuale în şarjă ale Cu, Fe, S, Pb, Zn, As, Sb, Bi, MgO şi respectiv CaO ;
V_{N_2} — volumul de azot din aer, l ;
y — concentraţia procentuală (procente volumetrice) a oxigenului în aer ;
V_g — volumul total de gaze, l ;
V_{SO_2} — volumul de SO_2, l ;
V_{CO_2} — volumul de CO_2, l ;
V_{H_2O} — volumul de H_2O, l ;
W — umiditatea şarjei, % ;
P_{SO_2} — presiunea parţială a SO_2, at ;
P_{S_2} — presiunea parţială a S_2, at ;
$[Fe]_{Cu}$, $[S]_{Cu}$ — concentraţia procentuală a fierului şi sulfului în cuprul brut ;
$x = 0{,}01\ z$
z — concentraţia procentuală a fierului ca sulfură în mată ;
$[Cu]_M$ — concentraţia procentuală a Cu în mată ;
a_i — activităţile elementelor sau combinaţiilor „i" ;
$[Cu]_{zg}^{ox}$ — concentraţia procentuală a cuprului ca oxid în zgură ;
$[E]_{Cu}^{ap}$, $[E]_M^{ap}$, $[E]_{zg}^{ap}$ — concentraţiile aparente în procente ale elementelor E în cuprul brut, mată şi respectiv zgură ;
$[E]_{Cu}$, $[E]_M$, $[E]_{zg}$ — concentraţiile elementelor E în cuprul metalic, mată şi respectiv zgură ;
S_i^J — antrenările mecanice ale fazei „i" în faza „J", în procente greutate.

BIBLIOGRAFIE

[1] Altman, R. şi Kellogg, H. H. În : Trans. Instit. Mining and Met., vol. 81, 1972, p. C 163.

[2] Osborn, E. F. şi Muan, A. *The system FeO — — Fe_2O_3 — SiO_2. Phase Equilibrium Diagrams of Oxyde Systems.* Amer. Ceram. Soc., Columbus, Ohio, 1960.

[3] Krivsky, W. A. şi Schuhmann, C. În : Trans. AIME, 1957, vol. 209, p. 981.

[4] Johannsen, F. şi Vollmer : În : Erzmetall, vol. 13, 1960, p. 313.

[5] Nagamori, M. şi Mackey, P.J. În : Met. Trans B, vol. 9 B, sept., 1978, p. 255.

[6] Ruddle, R. W., Taylor, B. şi Bates, A. P. În : Trans. Instit. Mining Met., vol. 75, 1966, p. C 1.

[7] Nagamori, M., Mackey, P. J. şi Tarassoff, P. În : Met. Trans. — B, vol. 6 B, 1975, p. 295.

[8] Nagamori, M. şi Mackey, P. J. În : Met. Trans.— B, vol. 8 B, 1977, p. 39.

[9] Nagamori, M. În : Met. Trans., vol. 5, 1974, p. 539.

[10] Oprea, Fl. şi Constantin, I. În : Metalurgia nr. 10, 1976.

[11] Themelis, N. J. şi alţii În : Journal of metals, vol. 24, nr. 4, 1972, p. 25.

Cercetări privind influenţa regimurilor de laminare la rece asupra proprietăţilor mecanice şi tehnologice ale tablelor inoxidabile de tip feritic şi austenitic

Dr. ing. M. Adrian şi ing. R. Gustă
Institutul politehnic — Bucureşti

CZ : 539.4/.5 : 669-41

Prezenta lucrare are drept scop punerea în evidenţă a influenţei regimului de laminare la rece asupra caracteristicilor mecanice şi tehnologice ale tablelor subţiri din oţel inoxidabil feritic W4016 (STAS 3583-64 : 10 C 170) şi austenitic W4541 (STAS 3583-64 : 10 TNC 180), ţinînd seamă că în literatura de specialitate sînt publicate puţine date în legătură cu această problemă, că tehnologiile existente reclamă îmbunătăţiri, iar nivelurile de producţie sînt în continuă creştere.

Cercetările au fost efectuate pentru două mărci de oţeluri inoxidabile : feritic şi austenitic, prin aplicarea unor regimuri diferenţiate de laminare la rece la o cajă cuarto ireversibilă, cu următoarele caracteristici constructive şi tehnologice : reducere relativă mare, 160 % ; viteza de laminare, 50 m/min ; forţa maximă de laminare, 1 800 tf ; diametrul cilindrului de lucru, 430 mm ; lungimea tăbliei cilindrului de lucru, 1 250 mm ; material : oţel aliat, forjat ; duritate, 95—105° Shore ; diametrul cilindrului de sprijin, 1 270 mm ; lungimea tăbliei cilindrului de sprijin, 1 250 mm ; material : oţel aliat.

S-au luat în considerare trei regimuri de reducere şi anume : regim de reducere descrescător ; regim de reducere crescător ; regim de reducere constant.

Influenţa condiţiilor de laminare la rece asupra caracteristicilor mecanice şi tehnologice s-a studiat pentru fiecare regim de laminare şi marcă de oţel, din aceeaşi şarjă laminîndu-se trei table.

Pentru încercările mecanice s-au prelevat probe după fiecare trecere de laminare la rece.

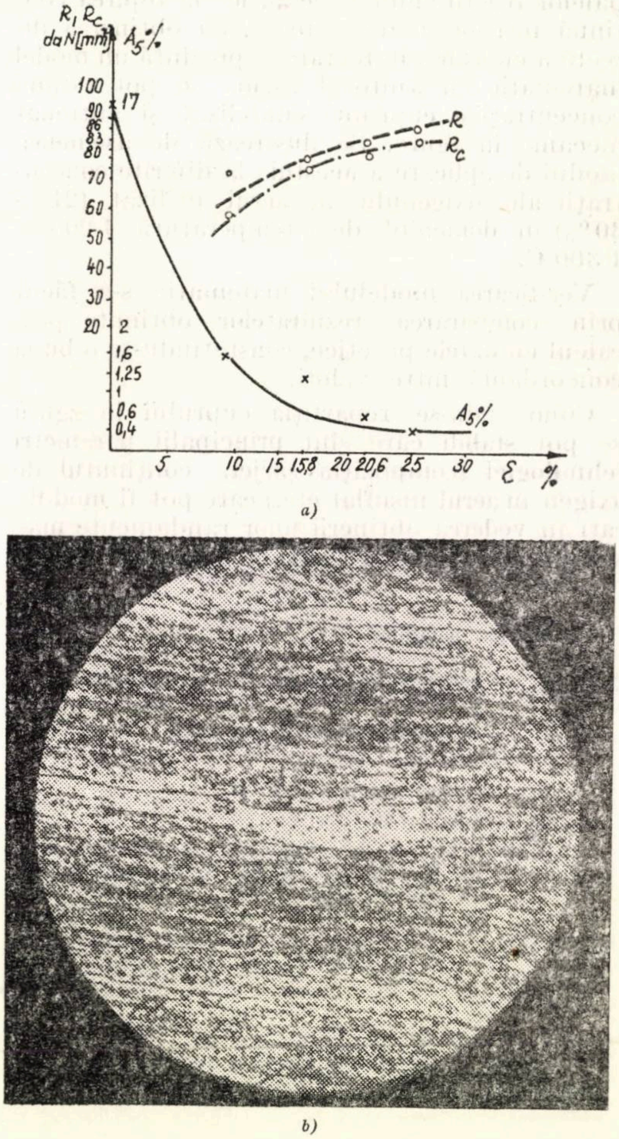
Epruvetele s-au confecţionat conform STAS 2649-69, de dimensiuni 25 × 250 mm şi au fost supuse încercărilor mecanice la temperatura mediului ambiant.

S-au măsurat : limita de curgere, R_c ; rezistenţa la rupere, R ; alungirea relativă, A_5 % ; rezistenţa la coroziune ; rugozitatea, R_a.

Determinarea rezistenţei la coroziunea intergranulară s-a făcut pe probe de 20 × 50 mm, după metoda B din STAS 7114-73, care constă din atacul chimic al probelor de o soluţie formată din : $CuSO_4 \cdot 5\,H_2O$ 120 — 160 g ; H_2SO_4 : 100 ml conc. 1,835 g/ml ; 1 000 ml apă.

Durata menţinerii probelor în soluţie este de 24 h.

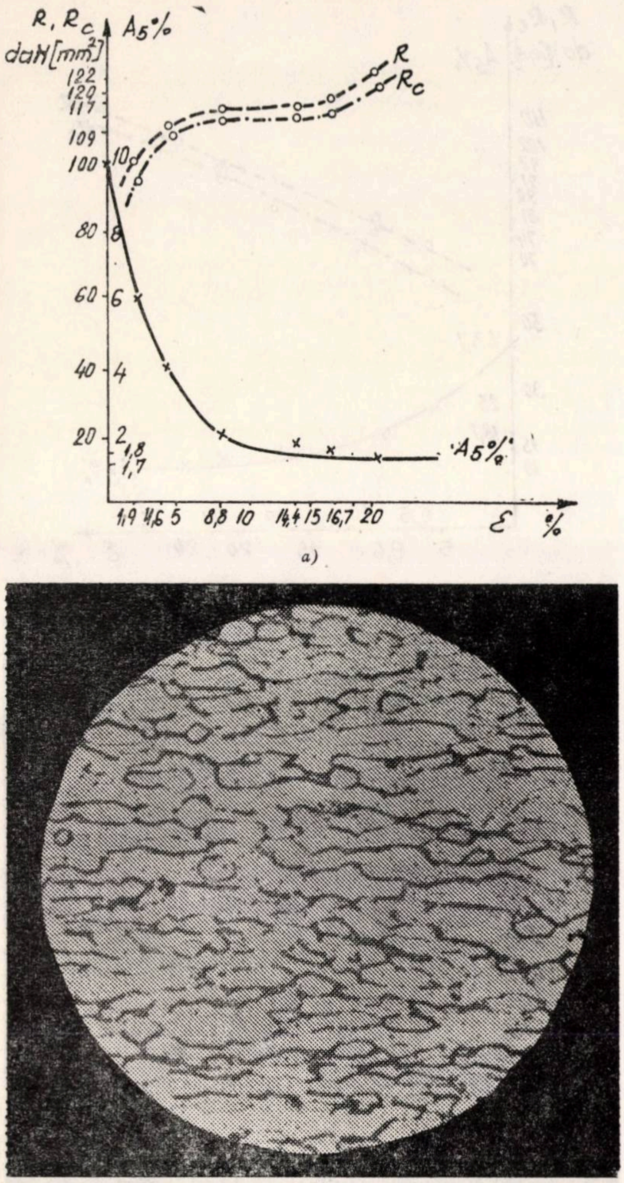
Cu metoda B, care este o metodă gravimetrică, se stabilesc vitezele de coroziune prin determinarea pierderii în timp a greutăţii, cu ajutorul relaţiei : $v = \frac{g}{A \cdot t}$, g/m²h, unde g



a)

b)

Fig. 1. Oţel feritic W4016;
a — variaţia proprietăţilor mecanice în funcţie de gradul de reducere pentru regim descrescător : $R = 60{,}8 + 1{,}0377459 \left(\frac{\Delta h}{H}\right)$; $R_c = 48{,}64 + 1{,}4123074 \left(\frac{\Delta h}{H}\right)$; $A_5 = 2{,}33 - 0{,}0686289 \left(\frac{\Delta h}{H}\right)$; b — microstructura obţinută pentru $\varepsilon_{cum} = 20{,}6\%$; atac electrolitic : acid oxalic 10%, mărire ×250



a)

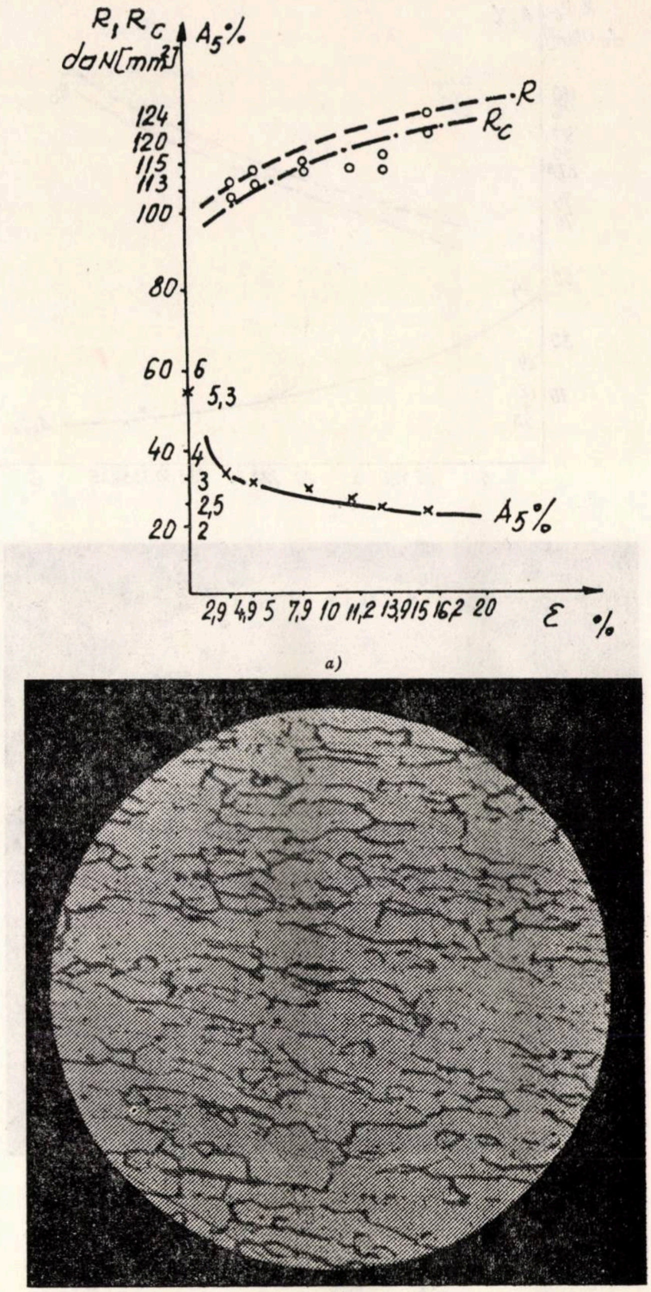
b)

Fig. 2. Oţel feritic W4016:

a – variaţia proprietăţilor mecanice în funcţie de gradul de reducere pentru regim crescător: $R = 96{,}71 + 1{,}4392215\left(\frac{\Delta h}{H}\right)$; $R_c = 92{,}42 + 1{,}6509328\left(\frac{\Delta h}{H}\right)$; $A_5 = 6{,}28 - 0{,}30233307\left(\frac{\Delta h}{H}\right)$; *b* – microstructura obţinută pentru $\varepsilon_{cum} = 20\%$; atac electrolitic: acid oxalic 10 %, mărire ×250

este diferenţa de greutate înainte şi după coroziune; A – suprafaţa probei, m^2; t – timpul de menţinere, 24 h.

Rezultatele obţinute au fost comparate cu următoarea scară pentru aprecierea rezistenţei la coroziune: pînă la 0,1 g/m^{2}h – rezistenţă la coroziune foarte bună; între 0,1 şi 1 g/m^{2}h – rezistenţă la coroziune satisfăcătoare; peste 1 g/m^{2}h – rezistenţă la coroziune nesatisfăcătoare.



a)

b)

Fig. 3. Oţel feritic W4016:

a – variaţia proprietăţilor mecanice în funcţie de gradul de reducere cu regim constant: $R = 106{,}13 + 0{,}9067885\left(\frac{\Delta h}{H}\right)$; $R_c = 102{,}96 + 1{,}0116289\left(\frac{\Delta h}{H}\right)$; $A_5 = 3{,}2 - 0{,}0481792\left(\frac{\Delta h}{H}\right)$; *b* – microstructura obţinută pentru $\varepsilon_{cum} = 16{,}2\%$; atac electrolitic: acid oxalic 10%, mărire ×250

Pentru determinarea rugozităţii s-au prelevat probe luate după ultima trecere, măsurîndu-se parametrul dat de rugozitate R_a cu ajutorul rugozimetrului tip Forster 5860 – Austria.

Rezultatele măsurătorilor se arată în figurile 1–6.

Din analiza figurilor 1–6 se constată că influenţa regimului de reducere asupra caracteristicilor mecanice este însemnată (se obţin carac-

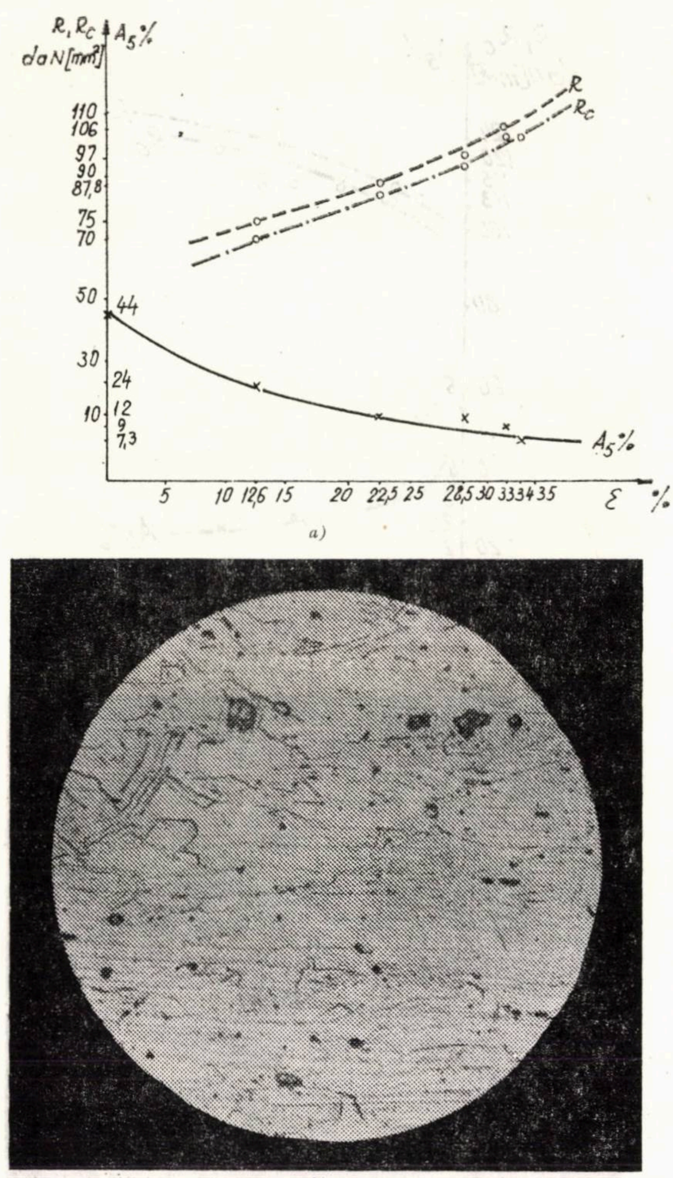


Fig. 4. Oțel austenitic W4541 :
a – variația proprietăților mecanice în funcție de gradul de reducere cu regim descrescător : $R = 56{,}8 + 1{,}4369411 \left(\frac{\Delta h}{H}\right)$; $R_c = 48{,}44 + 1{,}62255995 \left(\frac{\Delta h}{H}\right)$; $A_5 = 30{,}83 - 0{,}6849013 \left(\frac{\Delta h}{H}\right)$; *b* – microstructura obținută pentru $\varepsilon_{cum} = 28{,}9\ \%$; atac electrolitic : acid oxalic 10 %, mărire × 250

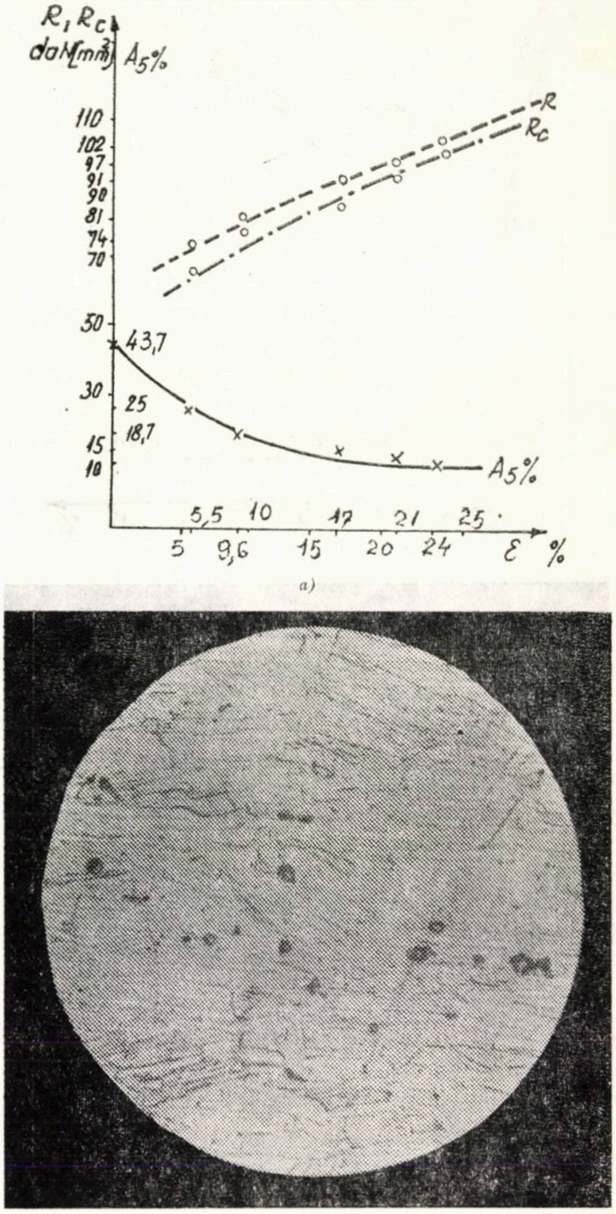
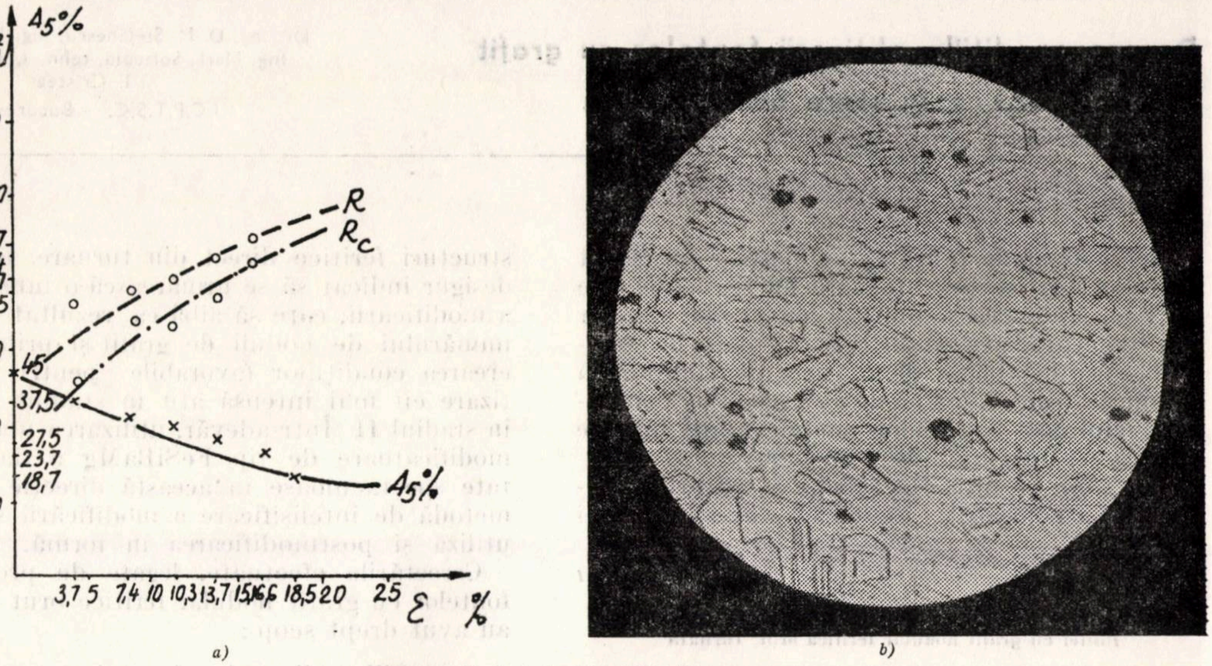


Fig. 5. Oțel austenitic W4541 :
a – variația proprietăților mecanice în funcție de gradul de reducere pentru regim crescător : $R = 66{,}43 + 1{,}4808393 \left(\frac{\Delta h}{H}\right)$; $R_c = 59{,}652 + 1{,}6345142 \left(\frac{\Delta h}{H}\right)$; $A_5 = 27{,}525 - 0{,}7208704 \left(\frac{\Delta h}{H}\right)$; *b* – microstructura obținută pentru $\varepsilon_{cum} = 24\ \%$; atac electrolitic : acid oxalic 10 %, mărire × 250

teristici mai bune, aplicînd laminarea la rece cu regim de reducere crescător și constant). Aplicînd unul din cele două regimuri menționate se influențează însemnat alungirea (la grad de reducere descrescător $A_5 = 0{,}4\ \%$; la grad de reducere crescător $A_5 = 1{,}8\ \%$; la grad de reducere constant $A_5 = 2{,}5\ \%$).

Pentru oțelurile feritice, la regimul de laminare descrescător, reducerile de 10–12 % aplicate la prima trecere influențează negativ caracteristicile mecanice, mai ales alungirea. Din figura 1 se observă că la un procent de reducere a grosimii de 10 %, la prima trecere, alungirea scade de la 17 %, cît are tabla inoxidabilă laminată la cald, la 1,6 %, iar la o reducere de 25 % scade la 0,4 %.

Pentru oțelurile inoxidabile austenitice, alungirea este mai puternic influențată de regimul de reducere. Astfel, pentru regimul de reducere crescător sau constant, alungirea se mărește în mod sensibil față de regimul descrescător, care are $A_5 = 7{,}3\ \%$; regimul crescător prezintă o alungire de $A_5 = 9\ \%$, iar regimul constant, $A_5 = 18{,}7\ \%$.



a) b)

Fig. 6. Oțel austenitic W4541 : ;

a – variația proprietăților mecanice în funcție de gradul de reducere pentru regim crescător : $R = 56{,}132 + 1{,}2750847\left(\frac{\Delta h}{H}\right)$; $R_c = 34{,}133 + 2{,}2608968\left(\frac{\Delta h}{H}\right)$; $A_5 = 40{,}634 - 1{,}0852279\left(\frac{\Delta h}{H}\right)$; *b* – microstructura obținută pentru $\varepsilon_{cum} = 20\,\%$; atac electrolitic : acid oxalic 10% ; mărire × 250

Limita de curgere este influențată de reducerile aplicate în procesul de laminare (creșterile se situează încă de la primele treceri la aproximativ 100 %, odată cu mărirea reducerii grosimii laminatului). Din cele arătate mai sus rezultă că obținerea de valori ridicate pentru limita de curgere, rezistența la rupere și alungire se pot realiza prin aplicarea regimului de reducere crescător și constant.

În ceea ce privește rezistența la coroziunea intergranulară a rezultat că aceasta este favorabil influențată de regimurile descrescător și crescător.

Referitor la calitatea suprafeței, din analiza profilogramelor a rezultat că rugozitatea cea mai mare o au tablele inoxidabile laminate la rece cu regimul descrescător, condiționată fiind și de numărul mic de treceri aplicat.

Scăderea valorii rugozității R_a este continuă cu creșterea numărului de treceri, care se realizează cu regimurile crescător și constant, avînd un număr mai mare de treceri și reduceri mici pe trecere.

Ținînd seamă de rezultatele obținute este recomandabilă continuarea cercetărilor în aceste direcții pentru elucidarea cauzelor care produc aceste efecte, precum și pentru extinderea cercetărilor și pentru stabilirea tehnologiilor optime de laminare.

BIBLIOGRAFIE

[1] Koch, I. *Untersuchung von Entfestingungsvorgängen bei ferritischen Chromstählen unter den Bedingungen der Warmumformung.* Leipzig, Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, 1977.

[2] Ionas, J. J., Sellars, C. M. și Tegart, M.G.G. În : Metallurgical Review, nr. 14, 1969, p. 130.

[3] Zouhar, G. În : Neue Hütte, nr. 19, 1974, p. 418–423.

◆

Despre condițiile obținerii fontelor cu grafit nodular feritice în stare brut turnată

Dr. ing. D. M. Ștefănescu, ing. M. Vlădoiu,
ing. Maria Solacolu, tehn. I. Diaconu
și I. Cristea
I.C.P.T.S.C. — București

CZ : 669.16

Tehnologia de fabricare a fontelor cu grafit nodular feritice brut turnate nu se deosebește în esență de cea a fontelor cu grafit nodular cu structură perlito-feritică. Deosebirile esențiale sînt legate pe de o parte de compoziția chimică a fontei, iar pe de altă parte de compoziția chimică a aliajelor modificatoare folosite pentru tratarea în stare lichidă.

Așa cum rezultă din tabelul 1, părerile referitoare la compoziția chimică necesară a fontei lichide sînt foarte împărțite. Se observă astfel cum conținutul propus de mangan variază între 0,04 și 0,4%, cel de fosfor între 0,015 și 0,1%, iar cel de sulf între 0,015 și 0,03%. Elementele perlitizante (Cr, Cu, Sn, Sb), ca și cele antimodificatoare (Ti, Pb, As etc.) trebuie desigur să fie cît mai scăzute.

Tabelul 1

Compoziția chimică a fontei lichide pentru producerea fontei cu grafit nodular feritică brut turnată

Compoziția chimică recomandată, %						Bibliografie
Mn	P	S_{in}	Cr	Si	Cu	
0,24	—	—	0,05	0,02	0,15	[1]
0,15	0,06	—	—	—	—	[2]
0,40	0,04	0,015	0,08	0,01	0,10	[3]
0,04	0,1	0,03	0,04	—	—	[4]
0,20	—	—	—	—	—	[5]
0,40	0,015	0,03	—	—	—	[6]

Pentru obținerea unor compoziții ca cele indicate în tabelul 1, în practica industrială se folosesc ca materiale de încărcare fie fonte brute speciale cu puritate ridicată (Sorel, Kugra, OB etc.), fie deșeuri de oțel moale (tablă de ambutisare).

În ultimul timp s-au obținut rezultate foarte bune și prin folosirea buretelui de fier („sponge iron'') a cărui compoziție (0,08 % Mn ; 0,015% P ; 0,01% S ; 0,01% Cu ; 0,02% Cr ; 0,003% Sn) îl recomandă pentru producerea fontelor cu grafit nodular feritice [7]. Procedeul de elaborare cel mai comod constă desigur în utilizarea fontelor speciale, dar din nefericire acest procedeu nu este și cel mai economic, costul ridicat al fontelor speciale determinînd limitarea utilizării lor în încărcătură.

În cele mai multe cazuri, modificarea de nodulizare se face cu aliaje modificatoare de tip FeSiMg, iar postmodificarea, cu FeSi75. În condițiile în care se urmărește obținerea unei structuri feritice direct din turnare, este însă desigur indicat să se urmărească o intensificare a modificării, care să aibă ca rezultat mărirea numărului de noduli de grafit și prin aceasta crearea condițiilor favorabile pentru o grafitizare cît mai intensă atît în stadiul I, cît și în stadiul II. Într-adevăr, utilizarea unor aliaje modificatoare de tip FeSiBaMg a dat rezultate spectaculoase în această direcție [8]. Ca metodă de intensificare a modificării se poate utiliza și postmodificarea în formă.

Cercetările efectuate, legate de producerea fontelor cu grafit nodular feritice brut turnate, au avut drept scop :

a) stabilirea limitelor de variație optime ale Mn, P și S inițial din fonta lichidă, limite care după cum s-a arătat sînt insuficient precizate în literatura de specialitate ;

b) studiul posibilităților de intensificare a procesului de modificare prin folosirea unor aliaje modificatoare complexe și a postmodificării în formă ;

c) obținerea mărcii Fgn 420—12 direct din turnare, în condițiile folosirii unei proporții cît mai reduse de fontă specială de înaltă puritate în încărcătură ;

d) studiul posibilităților de reducere a conținutului de Mn al fontei lichide prin oxidarea acesteia în cuptor.

Modul de lucru. Programul de încercări realizat este sintetizat în tabelul 2. În cadrul primei serii de încercări (topiturile *1—24*) s-au folosit diferite încărcături în scopul varierii compoziției chimice (M, P, S) în limite cît mai largi, tratarea fontei lichide fiind aceeași în toate cazurile. La o parte din probe s-a urmărit și efectul postmodificării în formă.

La cea de a doua serie de încercări s-a urmărit influența tratamentului în stare lichidă. În acest scop s-a folosit o încărcătură standard, la topiturile *25—30* folosindu-se diferite aliaje de nodulizare, iar la topiturile *31—34*, un singur aliaj de nodulizare, dar diferite aliaje de postmodificare. Și la această serie de încercări, la o parte din probe s-a urmărit efectul postmodificării în formă.

La cea de a treia serie de încercări (topiturile *35—39*) la care s-a încercat stabilirea unei rețete de încărcare care să permită atingerea caracteristicilor mecanice dorite, în condițiile utilizării în încărcătură a unor proporții reduse de fonte brute speciale, s-a utilizat același tra-

Tabelul 2

Programul de încercări realizat

Seria	Nr. topiturilor	Încărcătura	Modificarea	Postmodificarea în oală	Postmofdificarea în formă*)
I	*1* la *24*	variabilă	2,3 % FeSiMg	0,5% FeSi 75	0,1% FeSi75
II	*25* la *30* *31* la *34*	20 % fontă brută + 40% oțel vechi + 40% recirculat	variabilă 2,3% FeSiMg	nu 0,8% diverse	0,2% FeSi75 0,1% diverse
III	*35* la *39*	variabilă	2,3% FeSiMgBa	0,8% FeSi75	0,1% FeSi75

*) Din fiecare topitură s-au turnat probe cu și fără postmodificare în formă

tament în stare lichidă la diferite rețete de încărcare.

Ca materii prime pentru încercări s-au folosit diferite tipuri de fonte brute, cu compozițiile indicate în tabelul 3, precum și deșeuri de tablă de oțel.

Tabelul 3

Compozițiile chimice ale fontelor brute utilizate în cadrul încercărilor de laborator

Fontă	Compoziția chimică, %					
	C	Si	Mn	P	S	Cr
Fontă Vlăhița	3,95	0,60	0,59	0,12	0,068	0,03
Fontă Vlăhița desulfurată	3,44	0,63	0,43	0,12	0,005	*ND*
Fontă specială FIP (Cîmpina)	4,11	0,03	0,17	0,04	0,002	0,01
Fontă specială Fontă Ovako	4,22	0,50	0,13	0,04	0,017	*ND*

Obs.: *ND* – nedeterminat

Fontele au fost elaborate într-un cuptor cu inducție cu capacitatea de 100 kg la frecvența de 8 000 Hz. Tratarea în stare lichidă a fost efectuată prin metoda Sandwich, iar postmodificarea s-a făcut la jet, în cursul transvazării în oala de turnare cu sifon. Temperatura de modificare cu magneziu a fost de 1 520 — — 1 560°C, pentru a se putea asigura o temperatură de turnare suficientă a fontei. S-au turnat probe Lynchburg (25 mm diametru), pe care s-au determinat caracteristicile mecanice și s-au efectuat studiile metalografice. Determinările structurale cantitative au fost efectuate pe un microscop tip Epiquant (R.D.G.).

Determinarea compoziției chimice optime a fontei lichide. Încărcăturile folosite pentru turnarea probelor din seria I de încercări (topiturile *1—24*), ca și compozițiile chimice rezultate se dau în tabelul 4. După cum se observă, com-

Tabelul 4

Încărcăturile și compozițiile chimice ale topiturilor 1—24 din seria I de încercări

Nr. topiturilor	Încărcătura, %						Compoziția chimică, %						
	Fontă Vlăhița	Fontă desulfurată	Fontă FIP	Fontă Ovako	Oțel vechi	Recirculat*)	C	Si	Mn	P	S		Mg
											inițial	final	
1	50	—	—	—	50	—	3,81	2,34	0,45	0,081	0,053	0,009	0,03
2	30	—	—	—	70	—	3,65	2,35	0,55	0,062	0,038	0,009	0,05
3	70	—	—	—	30	—	3,83	2,30	0,54	0,10	0,055	0,011	0,04
4	—	50	—	—	50	—	4,07	2,66	0,45	0,080	*ND*	0,010	*ND*
5	—	30	—	—	70	—	3,82	2,66	0,49	0,063	0,018	0,010	*ND*
6	—	70	—	—	30	—	3,37	2,44	0,41	0,10	0,019	0,008	0,05
7	50	—	—	50	—	—	3,84	2,36	0,26	0,083	*ND*	0,009	*ND*
8	30	—	—	70	—	—	3,83	2,46	0,23	0,068	*ND*	0,006	*ND*
9	70	—	—	30	—	—	3,86	2,29	0,36	0,097	*ND*	0,008	0,03
10	50	—	50	—	—	—	3,80	2,34	0,30	0,082	*ND*	0,009	0,04
11	70	—	30	—	—	—	4,05	2,30	0,38	0,093	*ND*	0,007	0,03
12	30	—	70	—	—	—	3,99	2,59	0,24	0,067	*ND*	0,005	*ND*
13	30	—	—	—	30	40 R 1	4,00	2,50	0,44	0,095	0,043	0,011	0,03
14	—	30	—	—	30	40 R 1	4,09	2,52	0,43	0,096	0,016	0,008	*ND*
15	—	—	—	30	30	40 R 1	3,88	2,39	0,30	0,055	*ND*	0,005	0,04
16	—	—	30	—	30	40 R 1	4,03	2,34	0,31	0,059	*ND*	0,012	0,05
17	30	—	—	—	30	40 R 2	3,65	2,43	0,42	0,074	0,042	0,016	*ND*
18	—	30	—	—	30	40 R 2	3,70	2,54	0,35	0,076	0,012	0,009	*ND*
19	—	—	—	30	30	40 R 2	3,96	2,47	0,26	0,063	0,017	0,007	0,04
20	—	—	30	—	30	40 R 2	3,97	2,44	0,26	0,050	0,019	0,016	*ND*
21	40	—	—	—	20	40 R 2	3,95	2,43	0,38	0,088	0,043	0,009	*ND*
22	—	40	—	—	20	40 R 2	4,09	2,58	0,38	0,087	0,012	0,005	*ND*
23	—	—	—	40	20	40 R 2	4,08	2,59	0,22	0,060	*ND*	0,004	*ND*
24	—	—	40	—	20	40 R 2	3,95	2,36	0,25	0,060	0,020	0,010	*ND*

*) R1 : recirculat cu compoziția chimică nefavorabilă — > 0,45 % Mn ; > 0,08 % P ;
R2 : recirculat cu compoziție chimică favorabilă – < 0,28% Mn ; 0,05 – 0,08% P

poziția chimică a fost cuprinsă în domeniul: 3,65 – 4,09 % C; 2,29 – 2,66 % Si; 0,22 – – 0,55 % Mn; 0,05 – 0,10 % P; 0,012–0,053 % S inițial; 0,004 – 0,016 % S final; 0,03 – – 0,05 % Mg.

După topire fontele au fost modificate în toate cazurile cu 2,3 % prealiaj FeSiMg (9,9 % Mg) și postmodificate cu 0,5 % FeSi75.

Caracteristicile mecanice și structurile obținute pe barele turnate cu diametrul de 25 mm se prezintă în tabelul 5.

Tabelul 5

Caracteristicile mecanice și structurile probelor turnate din topiturile 1–24 din seria I de încercări

Nr. topiturilor	Caracteristicile mecanice			Structura	
	Rezistența la tracțiune, N/mm²	Alungire, %	Duritate, *HB*	Ferită, %	Noduli/mm²
1	583	8,1	229	42,7	82
2	590	12,5	223	61,6	82
3	609	5,6	239	28,5	82
4	586	9,1	225	46,2	69
5	545	15,7	200	66,0	86
6	542	10,0	216	59,8	79
7	561	11,6	205	49,1	82
8	496	14,4	181	75,1	89
9	565	9,5	216	46,3	66
10	509	13,7	192	71,5	90
11	580	12,0	207	51,0	92
12	458	21,5	167	90,5	103
13	575	9,0	199	57,6	103
14	539	6,9	191	58,8	94
15	467	18,4	185	76,2	77
16	505	18,7	174	74,8	78
17	512	6,4	207	52,5	74
18	604	10,6	202	58,5	75
19	537	12,0	175	75,6	71
20	493	14,0	175	75,5	57
21	567	9,7	197	50,3	79
22	557	12,4	195	72,4	84
23	491	14,9	178	88,4	88
24	465	14,2	168	82,6	98

Obs: Rezultatele înscrise în tabel pt. caracteristicile mecanice reprezintă media a două probe

O primă analiză a datelor din tabelele 4 și 5 arată că alungirea de 12 % urmărită poate fi obținută cu încărcături pe bază de fier vechi, chiar dacă nu se folosesc fonte brute speciale (topiturile *2* și *5*). Cele mai bune rezultate se obțin însă atunci cînd în încărcătură se folosește recirculat cu compoziția chimică favorabilă *R*2 și 30–40 % fontă brută specială.

În general, creșterea proporției de fontă brută specială din încărcătură determină atît mărirea proporției de ferită din structură, cît și creșterea alungirii, așa cum se poate observa din figura 1.

Pentru a se putea trage concluzii corecte, rezultatele experimentale au fost prelucrate prin analiză statistică.

Un prim răspuns care trebuia dat se referea la cantitatea de ferită minimă necesară în structură pentru ca probele să aibă alungirea minimă de 12 %. Rezultatele privind variația alungirii în funcție de ferită sînt date în figura 2. Corelația obținută este:

$$A = 0{,}2 \cdot F + 0{,}13 \text{ cu } r_{xy} = 0{,}83 \qquad (1)$$

unde:

A este alungirea, %;
F — proporția de ferită, %.

Această corelație este reprezentată pe figură cu linie plină, iar cu linii punctate s-a reprezentat intervalul de încredere 95 %. Aproximînd acoperitor rezultă că proporția minimă de ferită necesară pentru obținerea unei alungiri minime de 12 % este de 66 %.

Creșterea conținutului de Mn micșorează alungirea, așa cum rezultă din figura 3, *a*. Corelația este:

$$A = 20{,}8 - 27{,}8 \text{ Mn cu } r_{xy} = -0{,}85 \qquad (2)$$

unde Mn reprezintă cantitatea procentuală de Mn din fontă.

Pentru intervalul de încredere 95 %, Mn maxim admisibil pentru obținerea unei alungiri minime de 12 % este de 0,3 %. Deoarece, așa cum se vede din figura 3, *a*, la calculul relației (2) s-au eliminat o serie de puncte cu alungiri mari, relația este acoperitoare.

Fosforul are o influență similară cu Mn (fig. 3, *b*). Corelația este:

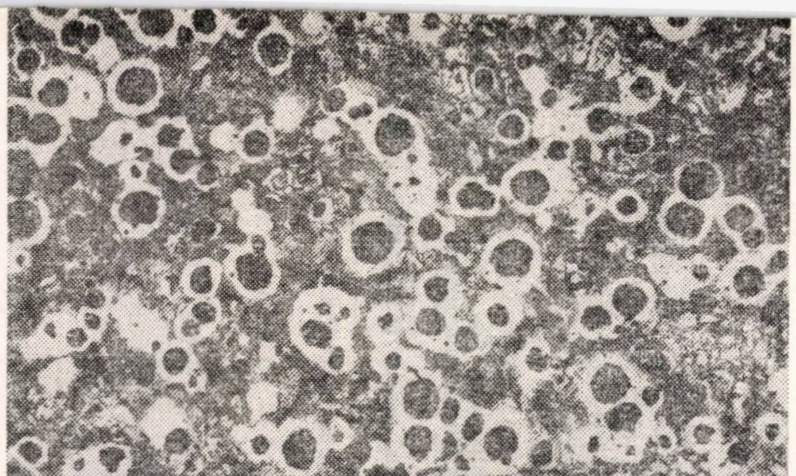
$$A = 25{,}16 - 171{,}4 \cdot \mathrm{P} \text{ cu } r_{xy} = 0{,}79 \qquad (3)$$

Din diagrama din figura 3, *b* rezultă că pentru intervalul de încredere 95 %, fosforul maxim admisibil pentru obținerea unei alungiri minime de 12 % este de 0,07 % P.

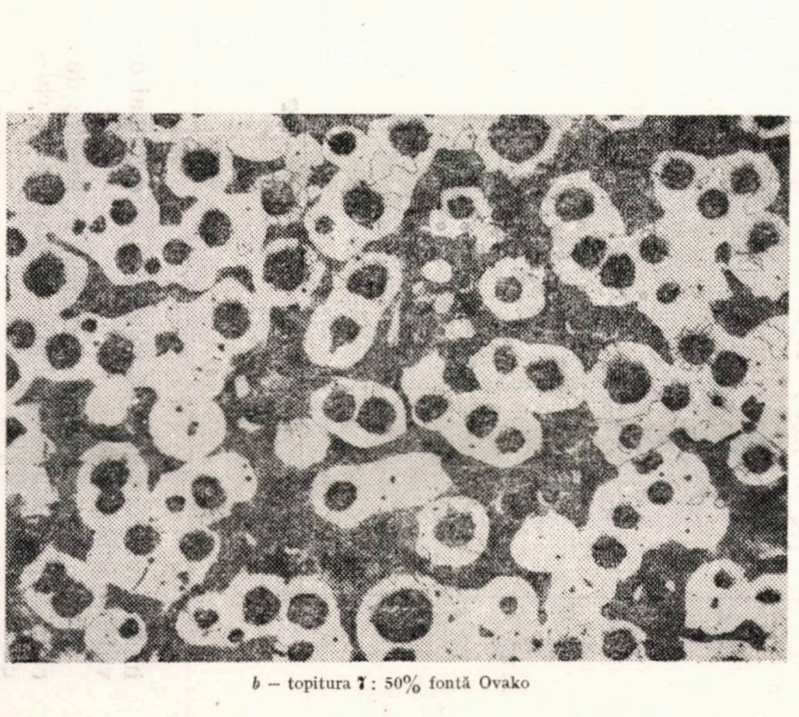
Dependența alungirii de sulful inițial (fig. 3, *c*) este dată de relația:

$$A = 15{,}5 - 148{,}8 \cdot \mathrm{S}_{in} \text{ cu } r_{xy} = -0{,}75 \qquad (4)$$

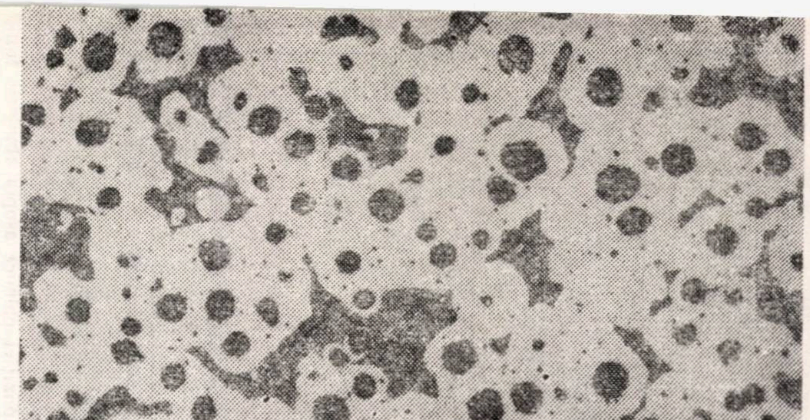
Pentru intervalul de încredere 95 %, sulful inițial maxim admisibil pentru obținerea unei alungiri minime de 12 % este de 0,015 %. Se observă că relația (4) are un coeficient de corelație r_{xy} destul de scăzut. În al doilea rînd, pentru o fontă cu sulf inițial zero rezultă o alungire maximă posibilă de 15,5 %, ceea ce desigur este prea puțin. Pe figura 3, *c* se poate observa o mare împrăștiere a rezultatelor, determinată de faptul că la cele mai multe topituri conținutul de S a scăzut simultan cu cel de Mn și P, ca urmare a introducerii de fonte cu puritate ridicată. Ca urmare Mn, P și S_{in} nu au fost variabile independente, așa



a – topitura 9: 30% fontă Ovako



b – topitura 7: 50% fontă Ovako



c – topitura 8: 70% fontă Ovako

Fig.1. Influența cantității de fontă Ovako din încărcătură asupra proporției de ferită din structura brută de turnare

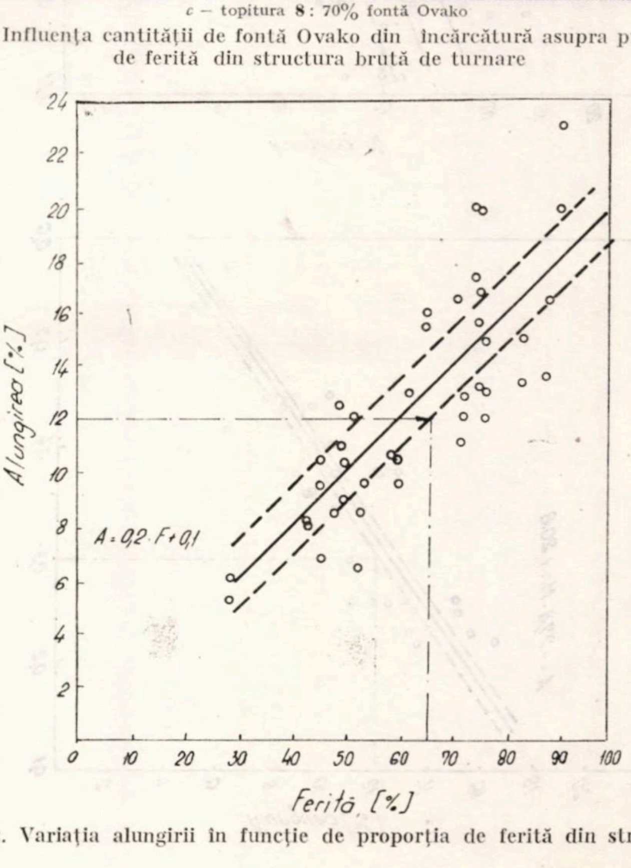
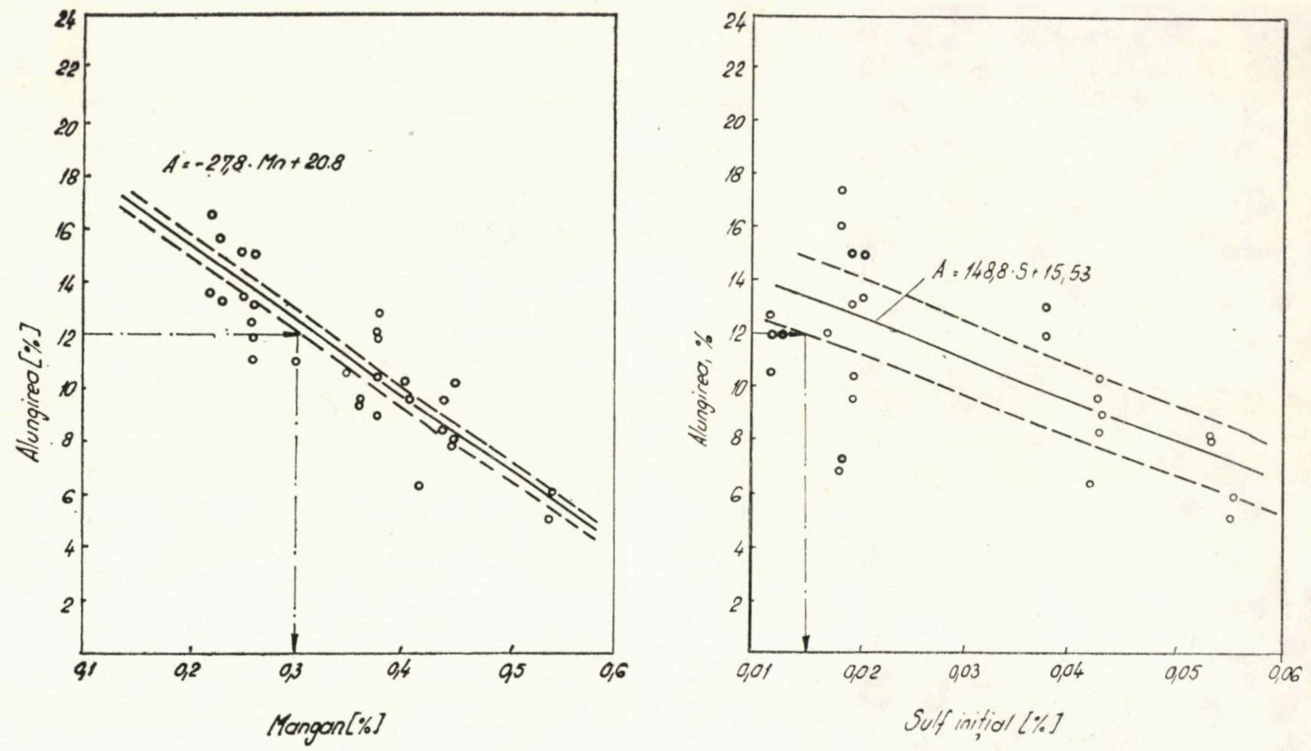


Fig. 2. Variația alungirii în funcție de proporția de ferită din structură

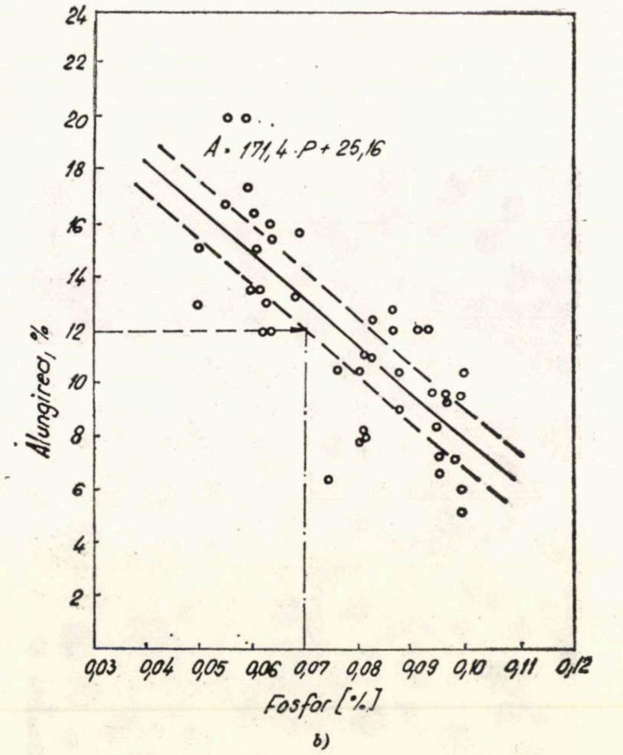


a)

c)

Fig. 3. Influenţa compoziţiei chimice asupra alungirii fontelor cu grafit nodular brut turnate :

a – influenţa Mn ; b – influenţa P ; c – influenţa S iniţial



b)

încît se va considera că relaţia (4) are numai o valoare informativă.

Pentru determinarea alungirii, în funcţie de compoziţia chimică globală a fontei, s-au calculat două relaţii :

a) o relaţie care s-a obţinut cu media ponderată (cu corelaţia) a relaţiilor (2), (3) şi (4) :

$$A = 20{,}59 - 9{,}89 \cdot \mathrm{Mn} - 56{,}66 \cdot \mathrm{P} - 46{,}69 \cdot \mathrm{S}_{in} \quad (5)$$

În principiu relaţia indică valoarea medie a alungirii, deoarece la calcularea formulelor (2) şi (3) s-au eliminat punctele cu alungiri foarte mari, relaţia (5) este acoperitoare. Se poate deci considera că relaţia (5) dă valorile minime de alungire.

Din relaţia (5) rezultă că pentru obţinerea alungirii minime de 12 %, compoziţia chimică trebuie să satisfacă inecuaţia :

$$K_1 = 9{,}89\ \mathrm{Mn} + 56{,}66 \cdot \mathrm{P} + 46{,}69 \cdot \mathrm{S}_{in} \leqslant 0{,}59 \quad (6)$$

b) o corelaţie multiplă :

$$A = 25{,}5 - 10{,}8 \cdot \mathrm{Mn} - 125{,}8 \cdot \mathrm{P} \quad (7)$$

Şi această relaţie poate fi considerată ca indicînd valorile minime de alungire. Pentru obţinerea alungirii minime de 12 %, compoziţia chimică finală a fontei cu grafit nodular trebuie să satisfacă inecuaţia :

$$K = 10{,}8 \cdot \mathrm{Mn} + 125{,}8 \cdot \mathrm{P} \leqslant 13{,}5 \quad (8)$$

Influența compoziției chimice a aliajelor modificatoare. La seria II de încercări pe care s-a studiat influența compoziției chimice a aliajelor modificatoare asupra structurii și caracteristicilor mecanice ale fontelor cu grafit nodular brut turnate s-a folosit o încărcătură standard alcătuită din 20 % fontă brută Vlăhița + 40 % oțel vechi + 40 % recirculat de compoziție nefavorabilă (tab. 2).

Pe topiturile *25—30* s-a urmărit influența aliajului de nodulizare. În toate cazurile s-a adăugat + 2,3 % aliaj de nodulizare, compozițiile chimice ale aliajelor de modulizare fiind prezentate în tabelul 6. Probele au fost turnate fără post-modificare.

Tabelul 6

Compozițiile chimice ale aliajelor modificatoare utilizate

Tipul aliajului	Simbolizarea	Compoziția chimică, %							
		Si	Ca	Al	Ba	N	Alte	Mg	Fe
De nodulizare	FeSiMg	52,6	0,64	*ND*	—	—	—	9,9	rest
	FeSiBaMg	45,9	—	1,32	1,94	—	—	9,2	rest
	FeSiBaNMg	44,5	—	1,35	2,60	*ND*	B	7,9	rest
	FeSiCeMg	43,8	*ND*	*ND*	—	—	0,2Ce	8,3	rest
	FeSiNaMg	39,8	2,0	1,0	—	—	Na	8,5	rest
De postmodificare	FeSi	65,2	*ND*	3,1	—	—	—	—	rest
	FeSiBa	71,8	—	ND	2,26	—	—	—	rest
	FeSiNa	65,5	*ND*	1 35	—	—	Na	—	rest
	FeSiBi	68,9	*ND*	1,0	—	—	5 Bi	—	rest

Obs.: *ND* — Nedeterminat

Tabelul 7

Compozițiile chimice și modificările topiturilor 25—30 și 31—40 din seria a II-a de încercări

Nr. topiturilor	Nodulizarea, %	Compoziția chimică, %	Postmodificarea, %					
			C	Si	Mn	P	S	Mg
25	2,3 FeSiMg	—	3,85	2,64	0,56	0,070	0,013	*ND*
26	2,3 FeSiBaMg	—	3,89	2,61	0,63	0,069	0,011	*ND*
27	2,3 FeSiBaNaMg	—	3,95	2,65	0,43	0,068	0,010	*ND*
28	2,3 FeSiCeMg	—	4,01	2,50	0,52	0,063	0,011	*ND*
30	2,3 FeSiNaMg	—	3,93	2,60	0,42	0,068	0,012	*ND*
31	2,3 FeSiMg	0,8 FeSi	3,70	2,70	0,53	0,072	0,009	*ND*
32	2,3 FeSiMg	0,8 FeSiBa	3,81	2,82	0,52	0,070	0,009	*ND*
33	2,3 FeSiMg	0,8 FeSiNa	4,05	2,95	0,56	0,069	0,008	*ND*
34	2,3 FeSiMg	0,5 FeSi+0,3 FeSiBi	3,76	2,91	0,50	0,062	0,006	*ND*

Compozițiile chimice și modificările probelor din topiturile *25—30* au fost prezentate în tabelul 7, iar caracteristicile mecanice și structurile probelor turnate, în tabelul 8.

Din tabelul 8 rezultă că toate aliajele de nodulizare speciale utilizate au condus la obținerea unei proporții de ferită, a unui număr de noduli de grafit și a unei alungiri mai mari decît aliajul clasic FeSiMg, așa cum de altfel era de așteptat. Cele mai bune rezultate s-au obținut cu aliajele FeSiBaNaMg ($A = 14{,}3\,\%$) și FeSiNaMg ($A = 13{,}8\,\%$).

Este remarcabil faptul că toate aliajele speciale au permis obținerea alungirii țintă de 12 %, fără postmodificare și în condițiile folosirii unei încărcături dezavantajoase. Acest lucru se datorează faptului că după tratarea cu magneziu, fonta a fost turnată imediat în forme (max. 3 min).

Pe topiturile *31—34* s-a studiat influența compoziției chimice a aliajului de postmodificare. Încărcătura tip a fost aceeași ca și la topiturile *25—30*, modificarea de nodulizare s-a făcut cu 2,3 % FeSiMg, iar postmodificarea, cu 0,8 % aliaje de diferite compoziții chimice (tab. 6 și 7).

Compozițiile chimice și modificările probelor din topiturile *31—34* se dau în tabelul 7, iar caracteristicile mecanice și structurile probelor turnate, în tabelul 8. Se observă că atît FeSiBa, cît și în special FeSiNa folosite la postmodificare au permis obținerea unor alungiri peste alungirea țintă de 12 %. Tratamentul în stare lichidă clasic cu 2,3 % FeSiMg + 0,8 % FeSi75 nu a dat decît o alungire de 11,9 %, în timp ce postmodificarea cu FeSi cu conținut de Bi a determinat denodulizarea grafitului și, ca urmare, obținerea unor caracteristici mecanice scăzute.

Stabilirea încărcăturii optime. Avînd în vedere rezultatele prezentate mai sus, din care reiese că în cazul aplicării unei tehnologii adecvate, punîndu-se accentul pe modificarea fontei

Tabelul 8

Caracteristicile mecanice și structurile probelor turnate din topiturile 25—30 și 31—34 din seria a II-a de încercări

Nr. topiturilor	Caracteristicile mecanice			Structura	
	Rezistența la tracțiune, N/mm²	Alungirea, %	Duritatea, *HB*	Ferită, %	Noduli/mm²
25	583	11,2	215	56,4	62
26	575	12,9	218	58,2	79
27	585	14,3	220	57,7	80
28	582	12,8	202	57,4	77
30	574	13,8	203	59,5	63
31	586	11,9	207	54,3	65
32	546	13,2	205	67,2	73
33	537	15,1	205	81,2	75
34	483	2,8	ND	ND	ND

lichide, se pot obține alungiri de 12% chiar la proporții relativ reduse de fontă de înaltă puritate în încărcătură, s-a procedat la turnarea unor topituri la care să se verifice dacă se pot obține alungiri minime de 12% la conținuturi de Mn, P și S inițial mai mari decît cele rezultate din figura 3, dar cu respectarea relațiilor (6) sau (8).

În acest scop s-au turnat topiturile *35—39* din seria III de încercări, folosindu-se diferite încărcături (tab. 9). Nodulizarea s-a făcut cu 2,3% FeSiBaMg, iar postmodificarea, cu 0,8% FeSi75 (tab. 2).

Structurile probelor turnate din topiturile *35—39*, caracteristicile mecanice reale, alungirea calculată cu relația (7) și coeficientul K_2, calculat cu relația (8), se dau în tabelul 10. Se observă că deși topitura *35* nu satisface condiția $K_2 \leqslant 13{,}5$, cu alte cuvinte alungirea sa teoretică este mai mică de 12%, totuși alungirea reală este de 14,5%. Aceasta demonstrează că se pot obține fonte cu grafit nodular feritice (marca Fgn 420—12) în stare brut turnată, folosind numai 20% fontă brută de puritate ridicată în încărcătură, dacă se folosesc la nodulizare aliaje speciale, ca de exemplu FeSiBaMg.

Studiul influenței postmodificării în formă. La o serie de topituri s-au efectuat și postmodificări în formă (tab. 2) cu 0,1—0,2% FeSi, avînd compoziția din tabelul 6 și granulația de 8—15 mm. Sistemul de modificare utilizat este prezentat în figura 4 și a constat dintr-o formă conținînd rețeaua și camera de reacție care s-a

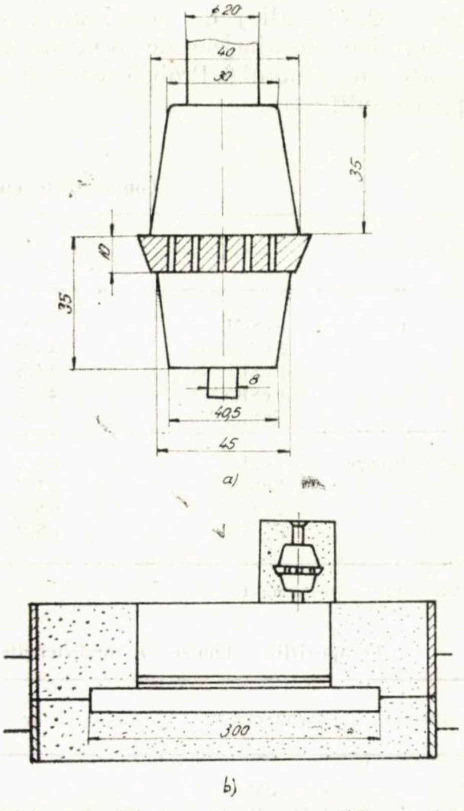


Fig. 4. Sistemul utilizat pentru postmodificarea în formă a barelor cu diametrul de 25 mm :
a — camera de reacție ; *b* — amplasarea camerei

Tabelul 9

Încărcăturile și compozițiile chimice ale topiturilor 35—39 din seria a III-a de încercări

Nr. topiturilor	Încărcătura, %				Compoziția chimică, %					
	Fontă desulfurată	Fontă FIP	Oțel vechi	Recirculat	C	Si	Mn	P	S	Mg
35	—	20	40	40 R1	3,92	2,78	0,38	0,089	0,018	0,062
37	—	20	40	20 R1 + 20 R2	4,01	2,85	0,34	0,047	0,006	0,063
39	40	20	—	20 R1 + 20 R2	3,98	2,75	0,34	0,035	0,012	0,053

Tabelul 10

Structurile și caracteristicile mecanice ale probelor turnate din topiturile 35—39 din seria a III-a de încercări

Nr. topiturilor	Caracteristicile mecanice			Structura		Rezultatele teoretice	
	Rezistența la tracțiune, N/mm²	Alungirea, %	Duritatea, *HB*	Ferită, %	Noduli, mm²	Alungirea, %	K_2
35	537	14,5	201	70,7	82	10,2	15,5
37	541	17,3	191	85,3	72	15,9	9,6
39	573	14,2	212	65,8	90	17,4	8,1

suprapus maselotei probei de tracţiune. Rezultatele privind structura şi caracteristicile mecanice ale unora dintre probele turnate se dau în tabelul 11.

Din tabelul 11 rezultă că în marea majoritate a cazurilor postmodificarea în formă determină creşterea alungirii, proporţiei de ferită şi numărului de noduli de grafit şi scăderea rezistenţei la tracţiune şi a durităţii Brinell.

Tabelul 11

Influenţa postmodificării în formă asupra structurii şi caracteristicilor mecanice ale unor fonte cu grafit nodular brut turnate

Nr. topiturilor	FeSi adăugat în formă, %	Caracteristicile mecanice						Structura			
		Rezistenţa la tracţiune, N/mm²		Alungirea, %		Duritatea, *HB*		Ferită, %		Noduli/mm²	
Postmodificare în formă		Nu	Da	Nu	Da	Nu	Da	Nu	Da	Nu	Da
4	0,1	586	576	9,1	11,2	225	199	46,2	83,0	69	76
18		604	577	10,6	11,3	202	196	58,9	72,9	75	78
21		567	556	9,7	11,4	197	179	50,3	69,6	79	99
23		491	501	14,9	▨ 15	178	179	88,4	90,8	88	99
24		465	426	14,2	▨ 6	168	167	82,6	85,3	98	100
25	0,2	583	542	11,2	▨ 8,6	215	186	56,4	61,7	62	74
27		585	530	14,3	▨ 10,8	220	161	57,7	73,3	80	70
30		574	500	13,8	▨ 8,6	203	181	59,5	71,9	63	72

Obs.: ▨ – probe cu defecte caracteristice

În medie, pe toate probele efectuate proporţia de ferită a crescut în urma postmodificării în formă cu 11,6 %, mai mult la proporţiile mici de ferită şi mai puţin la proporţiile mari de ferită. Este deci evident că pentru scopul propus modificarea în formă este deosebit de avantajoasă.

Într-adevăr, din tabelul 11 reiese că proporţia minimă de 66 % ferită necesară este asigurată de postmodificarea în formă în toate cazurile; exceptînd topitura *25,* care a fost elaborată cu încărcătură fără fontă brută specială turnată cu FeSiMg şi nepostmodificată în oală.

Cu tot efectul favorabil al postmodificării în formă asupra microstructurii, nu în toate cazurile este îmbunătăţită alungirea. Acest lucru se datorează apariţiei unor defecte microscopice, în special aglomerări de noduli de grafit (fig. 5). Acest lucru se datorează în unele cazuri carbonului echivalent prea ridicat al fontei, iar în alte cazuri, excesului de aliaj folosit la postmodificare. Această ultimă afirmaţie este ilustrată de datele din tabelul 11, din care se vede că atunci cînd s-a folosit 0,2 % FeSi la postmodificarea în formă (topiturile *25—30*), în toate cazurile au apărut defecte în probe, defecte care au dus la scăderea alungirii.

Studiul posibilităţilor de reducere a conţinutului de mangan al fontei lichide. Avîndu-se în vedere rolul decisiv al Mn în obţinerea unor alungiri ridicate fără tratament termic s-a considerat necesar să se abordeze problema reducerii conţinutului de Mn al fontei lichide prin oxidarea acestuia în cuptorul cu inducţie, deci altfel decît prin diluare cu fonta de înaltă puritate.

Pentru stabilirea condiţiilor optime de oxidare a Mn în cuptorul cu inducţie este necesară analiza termodinamică a oxidării manganului.

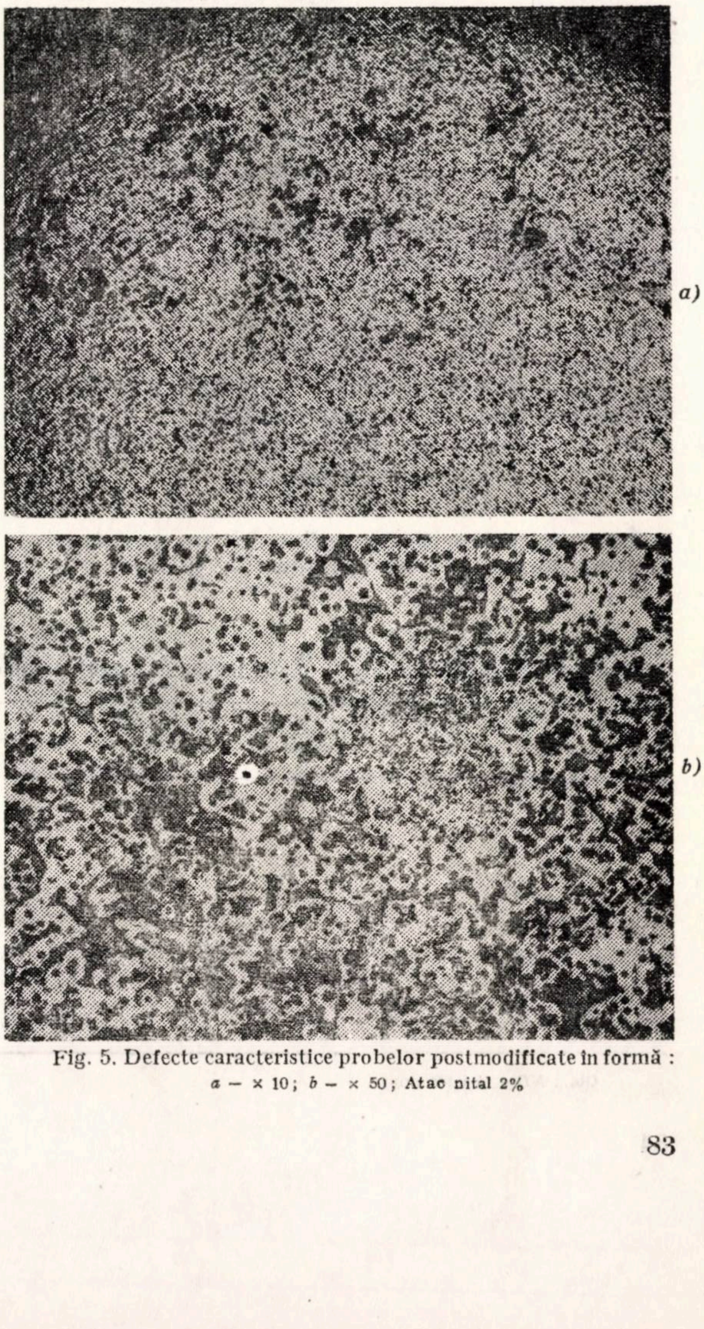


Fig. 5. Defecte caracteristice probelor postmodificate în formă: *a* – × 10; *b* – × 50; Atac nital 2%

Oxidarea Mn din baia metalică se produce după reacţia :

$$[\mathrm{Mn}] + (\mathrm{FeO}) = (\mathrm{MnO}) + [\mathrm{Fe}] \quad (9)$$

reacţie puternic exotermă.

Constanta de echilibru a reacţiei este :

$$K_{\mathrm{Mn}} = \frac{a\,(\mathrm{MnO}) \cdot a\,[\mathrm{Fe}]}{a\,(\mathrm{FeO}) \cdot a\,[\mathrm{Mn}]} \quad (10)$$

unde :

$a\,(\mathrm{MnO})$, $a\,(\mathrm{FeO})$ sînt activităţile oxizilor;
$a\,[\mathrm{Fe}]$, $a\,[\mathrm{Mn}]$ — activităţile metalelor.

În practică, pentru constanta de echilibru a reacţiei (9) se foloseşte o altă expresie şi anume :

$$K''_{\mathrm{Mn}} = \frac{(\%\,\mathrm{MnO})}{(\%\,\mathrm{FeO}) \cdot [\%\,\mathrm{Mn}]} \quad (11)$$

unde :

$\%\,\mathrm{MnO}$, $\%\,\mathrm{FeO}$ este conţinutul oxizilor respectivi în zgură;
$\%\,\mathrm{Mn}$ — conţinutul de Mn în baie.

Coeficientul de repartiţie al Mn între zgură şi baia metalică este dat de relaţia :

$$\beta_{\mathrm{Mn}} = \frac{(\%\,\mathrm{Mn})}{[\%\,\mathrm{Mn}]} \quad (12)$$

De multe ori, pentru acest coeficient se foloseşte formula :

$$\beta'_{\mathrm{Mn}} = \frac{(\%\,\mathrm{MnO})}{[\%\,\mathrm{Mn}]} \quad (13)$$

în care nu se recalculează $(\%\,\mathrm{MnO})$ în $(\%\,\mathrm{Mn})$.

Din reacţiile (11) şi (13) rezultă :

$$\beta'_{\mathrm{Mn}} = (\%\,\mathrm{FeO}) \cdot K''_{\mathrm{Mn}} \quad (14)$$

În ceea ce priveşte influenţa temperaturii asupra constantei de echilibru a reacţiei (9), cercetările au demonstrat că între K''_{Mn} şi temperatura T există o relaţie de forma :

$$\ln K''_{\mathrm{Mn}} = \frac{A}{T} + B \quad (15)$$

unde :

A este o constantă pozitivă;
B — o constantă pozitivă sau negativă.

Înlocuind relaţia (15) în (14) rezultă :

$$\beta'_{\mathrm{Mn}} = (\%\,\mathrm{FeO}) \exp.\left(\frac{A}{T} + B\right) \quad (16)$$

Din analiza relaţiei (16) rezultă condiţiile optime de oxidare a Mn în cuptorul cu inducţie şi anume :

— cu cît zgura este mai oxidată (conţinut de FeO mai mare), cu atît coeficientul de repartiţie al Mn este mai mare, adică cu atît cantitatea de Mn este mai mare în zgură şi mai mică în baie;

— cu cît temperatura băii creşte, cu atît coeficientul de repartiţie al Mn este mai mic, adică cu atît cantitatea de Mn este mai mică în zgură şi mai mare în baie.

Aşadar, pentru oxidarea Mn din fontă în cuptorul cu inducţie este necesară utilizarea unei zgure oxidate la o temperatură a fontei cît mai scăzută.

Într-o primă serie de încercări, efectuate în laborator, s-a topit fontă brută într-un cuptor cu inducţie cu căptuşeală acidă de 100 kg capacitate. Cînd fonta a atins 1 210°C s-a luat o probă pentru analiza chimică, după care în cuptor s-au adăugat 2 kg de minereu de fier indian. În continuare fonta a fost menţinută în stare lichidă la temperatura de 1 210—1 230°C, luîndu-se probe pentru analiza chimică la diferite intervale de timp. Experienţa a fost apoi repetată în aceleaşi condiţii, dar s-au adăugat 5 kg minereu de fier.

Tabelul 12

Influenţa duratei de menţinere a fontei lichide la 1 210—1 230°C în prezenţa minereului de fier asupra compoziţiei chimice

Topitura	Proba	Minereul de fier adăugat, %	Menţinerea în stare lichidă, min	Compoziţia chimică, %				
				C	Si	Mn	P	S
A	*1*	2	0	*ND*	0,56	0,56	*ND*	*ND*
	2		2	*ND*	0,45	0,45	*ND*	*ND*
	3		5	*ND*	0,43	0,40	*ND*	*ND*
	4		10	*ND*	0,40	0,42	*ND*	*ND*
	5		15	*ND*	0,47	0,39	*ND*	*ND*
B	*1*	5	0	3,76	*ND*	0,62	0,14	0,070
	2		5	3,44	0,46	0,52	0,12	0,060
	3		10	3,45	0,37	0,40	0,10	0,059
	4		15	3,27	*ND*	0,39	0,10	0,058

Obs. : *ND* — nedeterminat

Rezultatele experimentale se dau în tabelul 12. Se observă că au loc arderi ale tuturor elementelor. Astfel C scade cu 0,49 % (adică ardere 13 %), P scade cu 0,04 % (adică ardere 28 %), S scade cu 0,016 % (adică ardere 23 %) pentru cazul utilizării a 5 % minereu ; Si scade cu 0,19 % (adică ardere 34 %) pentru cazul utilizării a 2 % minereu.

Cele mai mari arderi s-au obţinut în cazul Mn. Aşa cum rezultă din figura 6, după 15 min de contact cu minereul Mn din baie a fost oxidat în proporţie de 30—37 %, cu o viteză medie $V_{med} = 0{,}011 - 0{,}015$ %/min, viteză mai mare în primele minute şi mai mică în ultima perioadă.

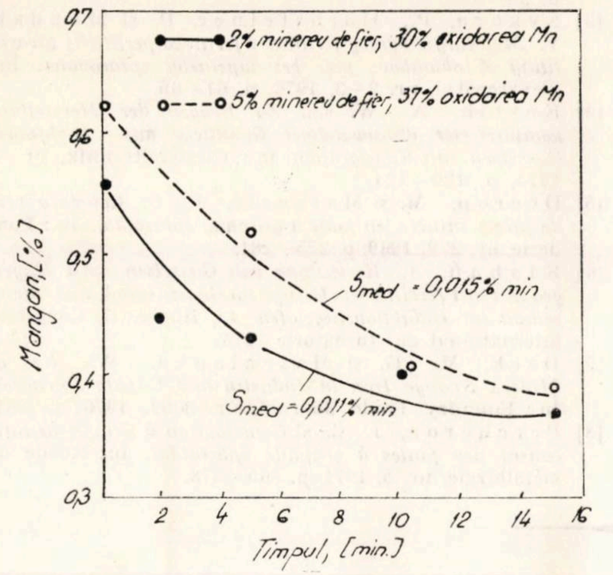


Fig. 6. Influenţa duratei de menţinere şi a cantităţii de minereu asupra arderii Mn

Într-o altă experimentare, efectuată de asemenea în laborator, s-a urmărit influenţa minereului de fier introdus în creuzetul acid al unui cuptor cu inducţie de 250 kg capacitate asupra structurii şi caracteristicilor mecanice ale fontelor cu grafit nodular obţinute. S-au nodulizat porţii de 60 kg ; după evacuarea fiecărei porţii de 60 kg din cuptor, s-au încărcat 60 kg încărcătură (respectînd aceeaşi reţetă ca şi reţeta iniţială şi 1,8 kg minereu de fier). Carbonul echivalent a fost verificat cu un aparat TECTIP şi a fost menţinut constant în limitele $C_e = 3{,}85 - 3{,}95$.

Rezultatele experimentale privind variaţia conţinutului de Mn şi în paralel cu aceasta a alungirii se dau în figura 7. Se observă că cu cît numărul de cicluri descărcare-încărcare este mai mare, adică cu cît proporţia de minereu introdusă în cuptor este mai mare, cu atît are loc scăderea conţinutului de Mn şi creşterea alungirii. Mn scade practic, după o dreaptă, în timp ce alungirea creşte după o curbă a cărei pantă se accentuează la adaosuri de minereu mai mari de 2,88 %.

O experienţă similară cu cea descrisă mai sus s-a efectuat într-o turnătorie, într-un cuptor cu inducţie de 12,5 t capacitate, obţinîndu-se următoarele rezultate :

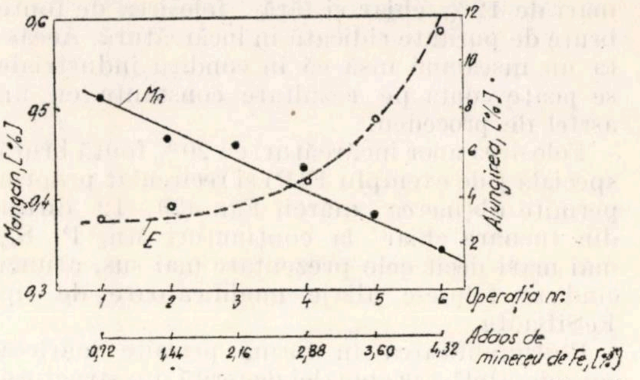


Fig. 7. Influenţa cantităţii de minereu de fier adăugată (numărul de cicluri descărcare-încărcare) asupra conţinutului de Mn şi alungirii fontei cu grafit nodular

Minereu adăugat, %	0	0,5	1
Mn, %	0,45	0,45	0,41
Oxidare Mn, %	—	0	9

În sfîrşit, o altă experienţă efectuată în acelaşi cuptor de 12,5 t capacitate a permis reducerea conţinutului de Mn de la 0,25 la 0,18 % (arderea Mn — 25 %), ca urmare a adaosului a 1,67 % minereu de fier, concomitent cu 8 t materiale de încărcare reci, peste cele 4 t de fontă lichidă rămasă în cuptor.

Din experimentările prezentate mai sus, precum şi din încercările efectuate într-o turnătorie, încercări neconsemnate în această lucrare, s-au putut desprinde o serie de concluzii care au permis stabilirea tehnologiei industriale.

La modificarea fontei cu 2,3 % FeSiMg şi 0,5 % FeSi75 se pot obţine fonte cu grafit nodular marca Fgn 420—12, dacă se respectă următoarea compoziţie chimică : 3,7 — 4,1 %C ; 2,3 — 2,6 % Si ; max. 0,3 % Mn ; max. 0,07 % P ; max. 0,015 % S iniţial ; 0,03 — 0,05 % Mg. Alungirile minime de 12 % se pot obţine şi la conţinuturi mai mari de Mn, P, S, dar cu respectarea următoarelor relaţii :

$$K_1 = 9{,}89 \cdot \text{Mn} + 56{,}66 \cdot \text{P} + 46{,}69 \cdot \text{S}_{in} \leqslant 0{,}59$$

sau

$$K_2 = 10{,}8 \cdot \text{Mn} + 125{,}8 \cdot \text{P} \leqslant 13{,}5$$

Relaţiile sînt valabile în următorul domeniu de compoziţie chimică : 3,65 — 4,09 % C ; 2,29 — 2,66 % Si ; 0,22 — 0,55 % Mn ; 0,05 — 0,10 % P ; 0,012 — 0,055 % S iniţial ; 0,004 — 0,016 % S final ; 0,03 — 0,05 % Mg.

Aliajele modificatoare speciale de tip FeSiBaMg, FeSiBaNMg, FeSiCeMg, FeSiNaMg, ca și postmodificatorii complecși de tip FeSiBa, FaSiNa permit obținerea unor alungiri mai mari de 12%, chiar și fără folosirea de fonte brute de puritate ridicată în încărcătură. Aceasta nu înseamnă însă că în condiții industriale se poate conta pe rezultate constante cu un astfel de procedeu.

Folosirea unor încărcături cu 20% fontă brută specială (de exemplu FIP) și recirculat propriu permite obținerea mărcii Fgn 420–12 direct din turnare chiar la conținuturi Mn, P, S_{in} mai mari decît cele prezentate mai sus, atunci cînd se folosesc aliaje modificatoare de tip FeSiBaMg.

Postmodificarea în formă permite mărirea considerabilă a proporției de ferită din structură și a alungirii, dar trebuie aplicată cu discernămînt, deoarece există riscul de apariție a unor defecte (aglomerări de grafit) atunci cînd se lucrează cu carbon echivalent prea mare sau cînd se folosește o cantitate prea mare de modificator. Aceste defecte determină catastrofala reducere a alungirii.

Introducerea de minereu de fier în proporție de 2–5 % în cuptorul cu inducție la temperaturi sub 1 250°C permite micșorarea conținutului de Mn între 30 și 37 % din valoarea sa inițială și, în consecință, creșterea alungirii în stare brut turnată.

BIBLIOGRAFIE

[1] Harrison, G. L. *Production of spheroidal graphite iron using high-purity iron.* În : Foundry Trade Journal, nr. 2832, 1971, p. 173–183.

[2] ***. *Exemples de fabrications de piéces en fonte à graphite spheroidal à base de fonte neuve de haute pureté.* În : Hommes et Fonderie, august-septembrie, 1974, p. 33–34.

[3] Sykora, P., Hornsteiner, P. și Mahdak, V. *Metalurgie vyroby feritické a feriticko-perliticke tàvarne litiny Z obloukove pece bez topelneho zpracovano.* În : Slevarenstvi, nr. 2–3, 1976, p. 61–65.

[4] Kostin, A. W. ș.a. *Zu Fragen der Herstellung komplizierter dünnwandiger Gusstücke aus hochfestem Gusseisen mit Kugelgraphit.* În : Giessereitechnik, nr. 4, 1974, p. 120–124.

[5] Decrop, M. și Margerie, J. C. *Coulée a vert de pièces minces en fonte à graphite spheroidal.* În : Fonderie, nr, 279, 1969, p. 275–281.

[6] Klaban, J. *Herstellung von Gusseisen mit Kugelgraphit mit ferritischem Gefüge im Gusszustand aus Stahlschrott im Induktionstiegelofen 43.* București, Congresul internațional de turnătorie 1976.

[7] Geck, M. G. și Maschlanka, W. *Use of Midrex Sponge Iron in Inductin and Cupola Furnaces.* În : Foundry Trade Journal, nr. 3099, 1976, p. 969.

[8] Percheron, J. C. și *Contribution à l'étude du traitement des fontes à graphite spheroidal.* În: Revue de métallurgie, nr. 5, 1971, p. 365–378.

DOCUMENTARE

Ipoteza unei penurii de oțel în anul 1985 pare puțin probabilă

În cadrul adunării anuale organizate de American Iron and Steel Institute, președintele companiei National Steel a declarat că, începînd cu anul 1985, lumea se va putea aștepta la o penurie de oțel.

Acest punct de vedere a fost primit cu scepticism în Europa. Într-adevăr, părerea exprimată de cercurile siderurgice americane apare, pe de o parte, ca o extrapolare a situației interne din America și, pe de altă parte, ca un argument politic adus guvernului federal.

În anul 1978, pe piața americană s-a manifestat o oarecare tensiune, legată de noul avînd al economiei și de stagnarea investițiilor în această industrie, pe o perioadă destul de lungă.

Industria siderurgică se folosește de această situație și face presiuni asupra administrației, pentru a obține ajutoare și mai ales pentru întărirea măsurilor luate împotriva importurilor. Dealtfel această reînviorare a protecționismului a fost în mod clar subliniată la adunarea anuală a A.I.S.I. de către președinții celor mai mari întreprinderi siderurgice americane.

Lumea este însă departe de o penurie a oțelului, chiar dacă se observă de cîteva luni un avînt al pieței internaționale a oțelului .De la începutul crizei creșterea consumului mondial a scăzut, ducînd la apariția unor capacități suplimentare mari atît în Europa, cît și în Japonia.

După cum anunță surse autorizate, Comunitatea Economică Europeană nu-și va satisface decît în anul 1985 nivelul necesarului său de oțel (consum intern plus exporturile) din anul 1974. S-a estimat că, în situația actuală, în C.E.E. va exista de acum pînă în anul 1983 o capacitate excedentară mare de oțel. Această opinie este împărtășită de guvernul francez care a redus toate ipotezele de creștere a producției.

La aceasta se adaugă apariția țărilor în curs de dezvoltare pe piața mondială a oțelului. În anul 1978, aceste țări au produs aproximativ 72 mil. t de oțel, deci aproape 10% din producția mondială, față de puțin peste 7% cît au produs în anul 1969. ONUDI consideră că ponderea acestora în producția mondială va putea atinge, în anul 1985, 15%.

Deci, coincidența acestor fenomene face puțin probabilă ipoteza crizei oțelului.

(În : *Revue de métallurgie, Franța, nr. 6, 1979, p. 125*)

Noi cuptoare electrice cu arc pentru societatea Republic Steel

Societatea Republic Steel a încheiat un contract cu societatea Davy, ce se ridică la mai multe milioane de dolari, pentru proiectarea și serviciile legate de construirea a două cuptoare electrice cu arc și a unei instalații de tratare a apei reziduale la uzina de la Warren, Ohio, a societății Republic Steel. Cuptoarele de topire, de 200 t fiecare, vor avea o capacitate de producție de 1 mil. t/an.

Construirea noilor cuptoare cu arc nu va spori substanțial producția uzinei, deoarece aceasta se înscrie într-un plan care include reducerea elaborării cu oxigen, odată cu oprirea a două din cele trei furnale de la uzina din apropiere, de la Youngstown ; metalul de la acestea este utilizat în mod curent pentru încărcarea celor două convertizoare cu oxigen de la uzina Warren. Cele două furnale mai vechi de la Youngstown au fost oprite ca o măsură de economie luată de societatea Republic, care consideră că sumele investite pentru controlul mediului înconjurător în viitor sînt excesive. Planul prevede creșterea capacității unicului furnal de la Warren cu circa 20%. Cu toate acestea, creșterea nu va compensa pe deplin pierderea celor două furnale de la Youngstown.

(În : *Metal Bulletin, Anglia, nr. 6402, 1979, p. 31*)

Turnarea pieselor grele din fontă pentru mașini-unelte, prin bazine de mare capacitate

Ing. M. Horga
Întreprinderea mecanică — Roman

CZ : 621.746.34 : 621.81

În construcția de mașini-unelte, piesele turnate grele au o pondere tot mai însemnată, ca urmare a asimilării unor tipuri de mașini-unelte grele, de mare gabarit, cu complexitate și performanțe de prelucrare (strungul carusel cu diametrul de 16 m, freza longitudinală portală tip FLP. 2200, FLP. 3100 etc.).

Pieselor turnate li se impun condiții tehnice tot mai severe ca : rezistență mare la uzare, lipsa defectelor de turnare și a remanierilor pe ghidaje, structură perlitică, precizie dimensională etc., determinate de necesitatea asigurării unor parametri constructivi (funcționali) de calitate.

În acest sens, pe lîngă îmbunătățirea tehnologiilor de turnare și a S.D.V.-urilor, de mare importanță este și reconsiderarea modului în care se face umplerea formei cu metal în vederea obținerii de piese turnate fără defecte.

În prezent, turnarea se face cu ajutorul oalelor de turnare, care prin basculare deversează metalul în pîlnia de turnare, cupă sau bazin.

Bazinele folosite în prezent sînt de capacitate mică (500—800 kg) față de mărimea pieselor ce se toarnă, fapt care necesită o durată mare de turnare.

Acest mod de lucru, în cazul pieselor grele, prezintă următoarele dezavantaje :

— imposibilitatea reținerii zgurei în totalitate, deoarece oalele de turnare mari (capacitate peste 1 000 kg) nu sînt prevăzute constructiv cu separator de zgură ;

— eroziuni de amestec de către jetul de metal ;

— antrenare de aer în formă în timpul turnării ;

— turnare neuniformă, jet inconstant, curgere turbionară ;

— necesitatea prezenței turnătorului lîngă formă pe toată durata turnării pentru manevrarea oalei, existînd pericol de accidentare prin stropi, împroșcări etc.

Ca urmare a acestor dificultăți, la piesele turnate apar defecte de turnare (incluziuni de zgură și de amestec de formare, sufluri, picături reci), care determină un volum mare de remanieri sau chiar rebutarea pieselor, în special cînd defectele sînt localizate pe ghidajele pieselor de mașini-unelte grele ca : batiuri, montanți, traverse, sănii. Din totalul rebutului, ponderea acestor defecte de turnare poate ajunge la 60—70%.

Avînd în vedere aceste aspecte privind modul de umplere cu oala de turnare a formelor pentru piese grele, s-a căutat un mod de turnare care să permită realizarea unei curgeri uniforme a metalului în formă, fără variații de debit și cu asigurarea constanței parametrilor de umplere a formei.

Noua concepție asupra turnării cuprinde fazele :

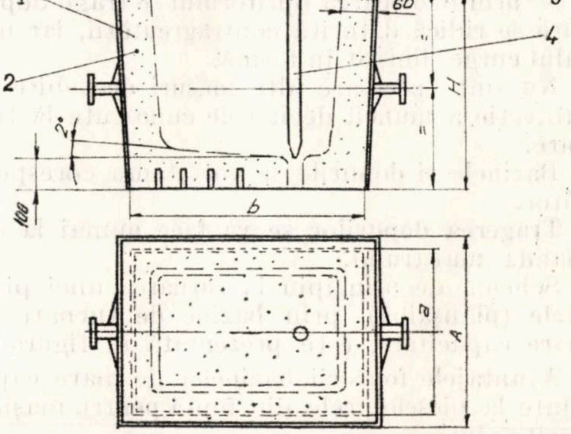
a) turnarea întregii cantități de metal lichid necesar (sau a minimum 80% din necesar la piesele peste 10 000 kg/buc.) ; în bazine de mare capacitate, cu dop din grafit ;

b) tragerea dopurilor simultan la toate bazinele sau pe rînd, conform tehnologiei de turnare a piesei și umplerea formei ;

c) deversarea surplusului de metal lichid de spălare prin una sau două maselote cu jgheaburi de scurgere în lingotiere de colectare.

Piesele pot avea unul sau mai multe bazine de turnare amplasate pe formă conform tehnologiei de turnare adoptate, iar bazinele pot fi cu un dop sau două dopuri(pentru unul sau două picioare la rețeaua de turnare). S-au proiectat și tipizat bazine tip *A* cu capacitate de 500 și 1 000 kg (fig. 1) și tip *B* cu capacitate de 2 000, 3 000, 5 000, 7 000 și 10 000 kg (fig. 2).

La bazinele de 500 și 1 000 kg, căptușeala refractară se execută din amestec de formare autoîntăritor sau clasic, iar la bazinele mari se



Tip bazin	Reper ramă	A	a	B	b	H	Capacitate
A-1	5671-R0207/1	500	440	700	640	520	500 kg.
A-2.	5671-R0207/2	600	540	850	790	620	1000 kg.

Fig. 1. Bazine de turnare tip *A* :

1 — ramă ; *2* — căptușeală (amestec de formare) ; *3* — cîrlig pentru scos dopul ; *4* — dop de grafit execută o zidărie din cărămizi refractare normale din șamotă.

La bazinele tip *A*, căptușeala refractară se reface după fiecare turnare, iar la bazinele tip *B* se fac mici reparații după fiecare turnare, prelungindu-se durata de folosire la 20—30 turnări.

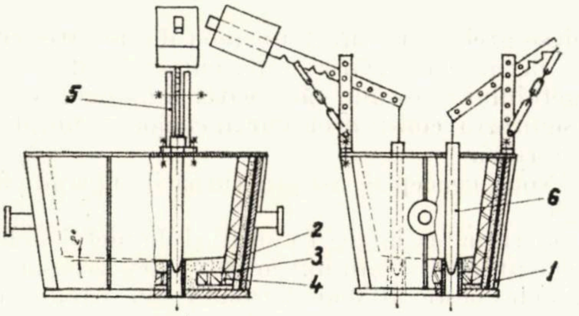


Fig. 2. Bazine de turnare tip *B*:
1 — ramă; *2* — izolație din azbest gros, 4 mm; *3* — masă ștampată; *4* — cărămidă refractară; *5* — suport dop; *6* — dop

Pregătirea și uscarea bazinelor este similară cu cea a oalelor de turnare.

Modul de folosire a bazinelor de mare capacitate este următorul:

— se pregătesc bazinele de turnare și se amplasează pe formă conform tehnologiei de turnare;

— se montează dopul (dopurile) și se reglează din piulița opritorului închiderea, iar din găuri, poziționarea optimă a dopului;

— se umplu bazinele de turnare, apoi podul rulant cu oala părăsește zona de turnare, fiind disponibil în alte scopuri;

— se îndepărtează zgura (eventual) de pe suprafața metalului din bazine, se măsoară temperatura și dacă este cazul se așteaptă ca aceasta să coboare la valoarea indicată în tehnologia de turnare;

— prin deblocarea opritorului se trage dopul, care se ridică datorită contragreutății, iar metalul curge liniștit în formă.

Nu sînt necesare alte măsuri deosebite de protecție a muncii decît cele cunoscute la turnare.

Bazinele și dopurile se vor etanșa corespunzător.

Tragerea dopurilor se va face numai la comanda maistrului.

Schema de principiu la turnarea unei piese grele (planșaibă), prin bazine de turnare de mare capacitate, este prezentată în figura 3.

Avantajele folosirii bazinelor de mare capacitate la piesele grele din fontă pentru mașini-unelte sînt:

— separarea optimă a zgurei;

— asigurarea unei curgeri fără turbionări a metalului;

— eliminarea eroziunilor de amestec de formare;

— înlăturarea pericolului de accidentare în timpul turnării;

— posibilitatea turnării unor piese mai mari decît capacitatea oalei de turnare, ceea ce nu este posibil în sistemul de lucru actual, eliminarea defectelor de turnare ca: picături reci, incluziuni de zgură și de amestec de formare, sufluri.

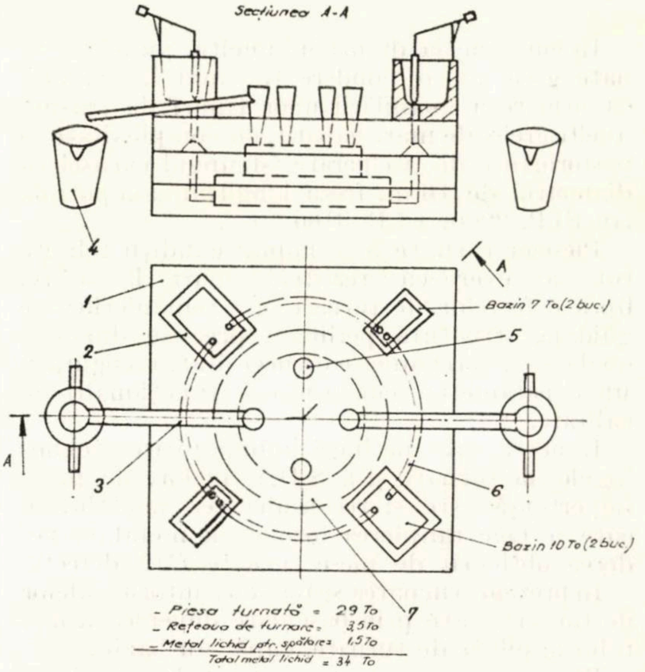

Secțiunea A-A
4
A
1
Bazin 7 To (2 buc.)
2
5
A
3
6
Bazin 10 To (2 buc.)
7
- Piesa turnată = 29 To
- Rețeaua de turnare = 3,5 To
- Metal lichid ptr. spălare = 1,5 To
Total metal lichid = 34 To

Fig. 3. Schemă privind turnarea unei piese grele din fontă (planșaibă) prin două bazine de turnare:
1 — formă; *2* — bazine de turnare; *3* — jgheaburi de scurgere din maselotele de spălare; *4* — lingotiere; *5* — maselote; *6* — rețea de turnare; *7* — piesă turnată

Eficiența economică constă în reducerea substanțială a rebutului și remanierilor pieselor.

De asemenea se îmbunătățesc condițiile de muncă la turnare.

Avînd în vedere costul redus al bazinelor de turnare, posibilitatea executării dopurilor din electrozi de grafit (uzați) și avantajele arătate, se poate afirma că noua metodă de turnare a pieselor grele prin bazine de mare capacitate constituie o experiență ce trebuie generalizată în toate turnătoriile de piese din fontă.

BIBLIOGRAFIE

[1] Buzilă, S. *Tehnologia formării*. București, Ed. didactică și pedagogică, 1967.

[2] Ștefănescu, Cl. *Îndrumar pentru turnători*. București, Ed. tehnică, 1972.

[3] Rădulescu, C. Gh. și Albița, Gh. *Rețele de turnare*. București, Ed. tehnică, 1976.

[4] Skarbinski, M. *Construcția pieselor turnate și proiectarea formelor*. București, Ed. tehnică, 1965.

* * *

Elaborarea modificatorilor pe bază de nichel în cuptoare cu creuzet

Dr. ing. I. Riposan
Institutul politehnic — Bucureşti

CZ : 669.11 : 621.745.323

Consideraţii generale

Este cunoscut faptul că fabricarea modificatorilor, destinaţi obţinerii fontelor cu grafit nodular, reclamă prezenţa unor elemente „purtătoare", de bază, care să permită asimilarea magneziului în bune condiţii. Pentru a putea fi utilizate în acest scop, elementelor li se impun mai multe condiţii : o afinitate ridicată faţă de magneziu ; să nu dăuneze calităţii fontei, avînd în vedere faptul că ele vor fi asimilate de aceasta ; să fie convenabile din punct de vedere al costului etc.

La ora actuală, elementele care stau la baza fabricării modificatorilor sînt siliciul, nichelul şi cuprul. Modificatorii pe bază de siliciu (FeSiMg, SiCaMg, FeSiCaMg etc.) pot fi consideraţi ca fiind modificatori de uz general, avînd cea mai mare răspîndire şi bucurîndu-se de cea mai mare atenţie în literatura de specialitate. Celelalte două grupe de modificatori au o destinaţie particulară. Astfel, modificatorii pe bază de cupru nu pot fi utilizaţi pentru obţinerea fontelor feritice (în special direct din turnare), dar sînt excelenţi pentru obţinerea fontelor cu grafit nodular perlitice care lucrează în condiţii de frecare [1]. Modificatorii din sistemul Cu—Sn—Mn—Mg, realizaţi la Catedra turnătorie-forjă de la I. P. Bucureşti, au permis obţinerea unor fonte cu grafit nodular perlitice, în piese cu grosimea de perete de 80 mm şi cu proprietăţi mecanice ridicate : $R = 700 - 800$ N/mm^2 ; $A = 3 - 4\,\%$; $KCU = 3{,}3 - 3{,}5$ daJ/cm^2 şi $HB = 250 - 300$ (în stare turnată) [1].

Utilizarea modificatorilor pe bază de nichel este limitată de costul ridicat al acestui element, dar această grupă de modificatori prezintă o serie de avantaje care îi impun : densitate ridicată (≈ 7 g/cm^3), temperatură joasă de topire ($\approx 1\,100$°C), o tendinţă foarte mică de zgurificare, compactitate ridicată, condiţii bune de fabricare etc.

Modificatorii pe bază de nichel sînt recomandaţi, avînd în vedere aspectele prezentate, pentru fontele cu grafit nodular, la care nichelul este element de aliere. În această categorie intră în primul rînd fonta destinată turnării cilindrilor de laminor, în R.S.R în întreaga producţie de cilindri de laminor din Fgn utilizîndu-se modificatori din grupa Ni—Mg [2] — [5].

Prezenta lucrare îşi propune să sintetizeze experienţa acumulată în ultimii ani în fabricarea modificatorilor pe bază de nichel de principalii producători de cilindri de laminor din R.S.R. (I. V. Călan şi I. F. Vlăhiţa).

Stabilirea compoziţiei modificatorilor

În modificatorii pe bază de nichel este prezent de regulă şi siliciul, care conduce la o micşorare a temperaturii lichidus în sistemul Ni—Si (fig. 1), ceea ce permite obţinerea unei topituri de bază cu punct scăzut de solidificare. În aceste condiţii este posibilă realizarea unor supraîncălziri scăzute (faţă de temperatura de evaporare a magneziului) la asimilarea magneziului, precum şi o temperatură scăzută de topire a modificatorului obţinut.

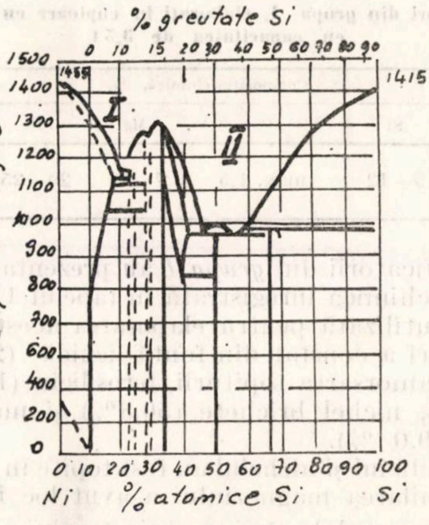


Fig. 1. Diagrama de echilibru Ni — Si

Din diagrama binară Ni—Si, prezentată în figura 1, rezultă posibilitatea elaborării a două grupe de modificatori (*I* şi *II*), corespunzătoare celor două eutectice din diagramă.

Prima grupă de modificatori (*I*), cu un raport mediu Ni : Si = 9, este caracterizată printr-un conţinut scăzut de siliciu (5—15 %), ceea ce permite ca la modificare aportul în siliciu al modificatorului să nu depăşească 0,3 %. Acest lucru asigură obţinerea crustei dure a cilindrilor de laminor, respectiv duritatea impusă, fiind recomandaţi în principal pentru cilindrii duri.

Cea de a doua grupă de modificatori (*II*) este caracterizată printr-un raport Ni : Si = = 0,7—1,2 şi o temperatură scăzută de topire a modificatorului (1 000 – 1 100°C). La modificare, aportul de siliciu este de 0,2 – 0,5 %, iar cel de nichel, de maximum 0,6 %, ceea ce permite utilizarea în încărcătura cuptorului a unor cantități mari de deșeuri de cilindri, asigurîndu-se în acest mod recuperarea elementelor de aliere și în special a nichelului.

Elaborarea modificatorilor

Modificatorii pe bază de nichel au fost elaborați, în condiții industriale, în cuptoare cu inducție cu creuzet, cu căptușeală acidă și în cuptoare cu creuzet de grafit, încălzite cu flacără (utilizate în mod obișnuit pentru producerea bronzurilor și alamelor).

Elaborarea în cuptoare electrice cu inducție. În cuptoare cu inducție cu creuzet, cu capacitatea de 3,5 t (fontă) și $f = 50$ Hz au fost elaborate ambele grupe de modificatori (fig. 1).

Tabelul 1

Modificatori din grupa I, elaborați în cuptoare cu inducție, cu capacitatea de 3,5 t

Compoziția chimică, %					Ni/Si
Ni	Si	Ca	Mg	Fe	
50 – 65	5 – 12	max. 1,5	7 – 12	20 – 25	5 – 11

Modificatorii din *grupa I* au prezentat compoziția chimică înregistrată în tabelul 1. Încărcătura utilizată pentru elaborarea acestor modificatori a constat din fontă lichidă (22,3 %), pentru amorsarea topiturii, ferosiliciu (FeSi 75, 11,9 %), nichel brichete (56,8 %) și magneziu calup (9,0 %).

Ferosiliciul și nichelul au fost topite în cuptor, iar asimilarea magneziului a avut loc în oală.

Diagrama elaborării modificatorului este prezentată în figura 2.

O asimilare corespunzătoare a încărcăturii solide se realizează dacă fonta lichidă din cuptor are o temperatură de minimum 1 400°C. Încărcarea ferosiliciului și nichelului are loc porționat, cu o viteză care trebuie să asigure topirea materialelor adăugate și împiedicarea formării unor „poduri" (fig. 2).

Topitura obținută în cuptor (fontă + FeSi + + Ni) este evacuată în oala de turnare, iar după îndepărtarea zgurei are loc introducerea forțată a magneziului cu ajutorul unor grampe (la temperaturi sub 1 300°C). Grampele au fost confecționate din țevi cu dimensiunile Ø 50 × × 220 mm, tăiate pe înălțime și sudate la bare de oțel.

Diminuarea efectului piroforic al reacției de ardere a magneziului este realizată prin adăugarea prafului de mangal (ce consumă oxigen).

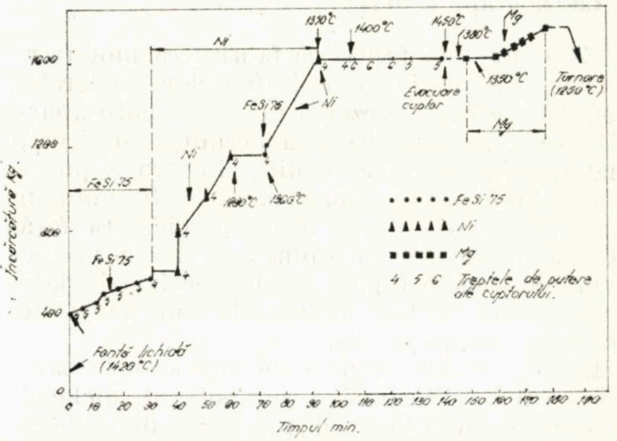


Fig. 2. Diagrama elaborării modificatorilor FeNiSiCaMg (grupa *I*, tab. 1) în cuptorul cu inducție cu creuzet de 3,5 t (50 Hz)

Topitura de modificator astfel obținută este turnată în forme metalice (tipare) calupate, încălzite înainte de utilizare la 120 – 150°C.

Modificatorii pe bază de nichel, din *grupa a II-a*, au compoziția chimică corespunzătoare celei prezentate în tabelul 2.

Materialele utilizate la elaborarea modificatorilor sînt prezentate în tabelul 3. Amorsarea topirii în cuptor este realizată cu fontă lichidă (29 %), cu ajutorul căreia are loc topirea, în ordine, a nichelului, ferosiliciului și silicocalciului. Asimilarea magneziului a avut loc în afara cuptorului cu inducție, prin deversarea topiturii peste calupurile de magneziu aflate la baza unei lingotiere.

Cele trei șarje de modificator, prezentate în tabelul 4, prezintă raportul Ni/Si = 0,9 – 1,3, respectiv 1,2 – 1,3 (*I*), 1,0 – 1,1 (*II*) și 0,9 – – 1,0 (*III*).

Calupurile de modificator conțin un strat de zgură, provenită în principal în timpul asimilării magneziului (zgura de la topire fiind îndepărtată în prealabil). Această zgură conține în cea mai mare parte oxizi de magneziu (tab. 5).

Pentru elaborarea acestor modificatori au fost încercate mai multe regimuri termice și

Tabelul 2

Modificatori din grupa a II-a, elaborați în cuptoare cu inducție, cu capacitatea de 3,5 t

Compoziția chimică, %								Ni/Si
Si	Ni	Mg	Ca	Al	Cu	Ti	Fe	
20 – 30	20 – 30	6 – 12	0,2 – 1,5	0,2 – 2,0	max. 1,0	max. 0,2	40 – 50	0,7 – 1,1

Tabelul 3

Caracteristicile materialelor utilizate la elaborarea modificatorilor din grupa a II-a

Materiale	Compoziția chimică, %								Cantitate, % (valori medii)
	Si	Ni	Ca	Mg	Al	Fe	C	Alte elemente	
Fontă lichidă	2,0	—	—	—	—	93	3,5	Mn = 0,5	29
Ferosiliciu	72–78	—		—	1,8–3,0	22	—	Mn = 0,7 S = 0,04	27
Silicocalciu	54,0	—	18,8	—	0,64	26,0	0,1	P = 0,011	7,7
Nichel brichete	—	98,9	—	—	—	—	—	—	27
Magneziu	—	—	—	98,5		—	—	—	9,3

Tabelul 4

Compoziția chimică a modificatorilor din grupa a II-a

Șarja	Proba	Compoziția chimică, %									Ni/Si
		Si	Ni	Fe	Ca	Mg	Al	Ti	Cu	Mn	
I	1	20,69	26,63	40,40	0,25	10,10	0,20	0,14	0,42	0,13	1,28
	2	21,32	25,53	44,52	0,16	6,28	0,20	0,16	0,30	0,12	1,19
	3	22,00	27,34	43,68	0,10	5,07	0,27	0,12	0,36	0,21	1,24
II	1	22,04	23,20	44,00	0,50	8,20	1,08	0,10	0,12	0,12	1,05
	2	21,42	23,18	47,04	0,45	5,28	1,35	0,13	0,15	0,18	1,08
	3	21,46	23,57	46,48	0,40	5,52	1,60	0,09	0,10	0,13	1,09
III	1	24,10	22,20	42,30	0,62	6,68	0,49	0,12		0,07	0,92
	2	23,75	23,05	41,76	0,62	6,30	0,70	0,10	0,34	0,12	0,97
	3	23,50	23,20	43,20	0,75	6,14	0,42	0,15	0,12	0,11	0,98

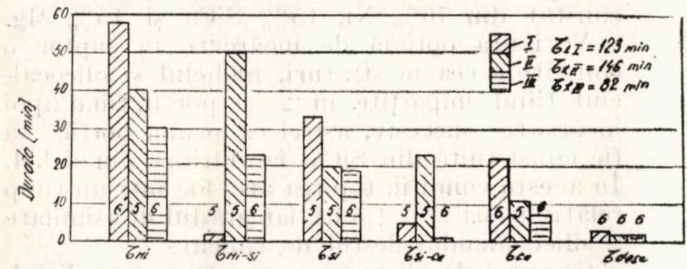


Fig. 3. — Perioadele elaborării șarjelor de modificator FeNiSiCaMg (grupa *II*, tab. 4) (*I,II,III*—numărul șarjei): τ_{Ni} — durata de topire a Ni; τ_{Ni-Si} —durata de la topirea Ni pînă la încărcarea Fe-Si — ; τ_{Si} — durata de topire a Fe—Si; τ_{Si-Ca} — durata de la topirea Fe—Si pînă la încărcarea Si—Ca; τ_{Ca} — durata de topire a Si—Ca: τ_{desc} — durata de la topirea Si—Ca pînă la descărcarea cuptorului (cifrele prezintă treptele de putere ale cuptorului)

electrice, care au condus la durate pe faze și totale diferite (fig. 3).

Variația temperaturii topiturii la elaborare este prezentată în figura 4, iar variația puterii cuptorului, în figura 5.

În cazul șarjei nr. *I*, viteza de încărcare redusă a nichelului a condus la creșterea duratei totale de elaborare, dar temperatura topiturii (după asimilarea nichelului) este ridicată (1 400°C), ceea ce a permis trecerea imediată la topirea ferosiliciului. În cazul acestei șarje, datorită vitezei mici de încărcare (și topire) a materialelor (Ni, FeSi, SiCa), se atinge o temperatură ridicată la sfîrșitul topirii (1 540°C în

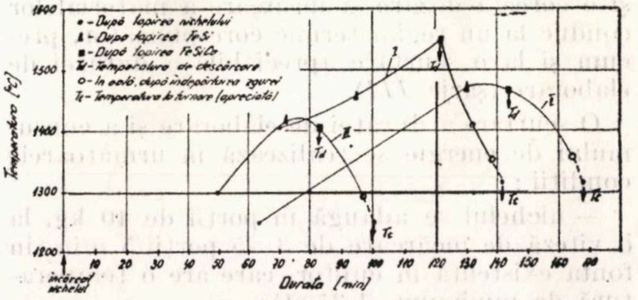


Fig. 4. Variația temperaturii topiturii la elaborarea modificatorilor FeNiSiCaMg (grupa *II*, tab. 4; *I, II, III* — numărul șarjei)

Tabelul 5

Compoziția chimică a zgurei din prealiaj, %

SiO_2	Fe	CaO	MgO	Al_2O_3
2,26	1,55	0,14	57,51	4,43

cuptor). Topitura din cuptor este omogenă, fără incluziuni de zgură. Pentru asimilarea magneziului este necesară însă o temperatură a topiturii, în momentul turnării peste calupurile de magneziu de 1250 — 1 320°C, ceea ce a necesitat răcirea topiturii, în vederea asimilării magneziului, cu efect piroferic scăzut.

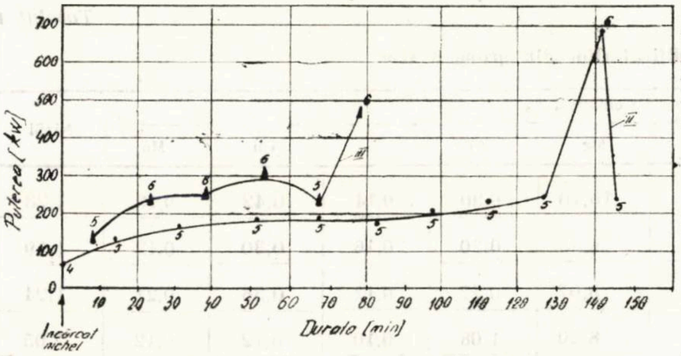


Fig. 5. Variația puterii cuptorului la elaborarea modificatorilor FeNiSiCaMg (grupa *II*, tab. 4) *II*, *III* — numărul șarjei ; *4,5,6* — treptele de putere ale cuptorului

La șarja nr. *II* s-a lucrat la un regim termic mai scăzut (cuptorul pe trepte de putere 5) la topirea nichelului, dar acesta a fost încărcat în porții mai mici. Topirea nichelului a durat mai puțin decît în primul caz, dar temperatura topiturii obținute este scăzută (< 1 300°C), ceea ce conduce la necesitatea menținerii îndelungate, în vederea creșterii temperaturii pentru asimilarea FeSi și FeSiCa. Asimilarea acestor materiale a fost corespunzătoare, ca și temperaturile de lucru, dar utilizarea cuptorului pe o treaptă inferioară de putere (*5*) conduce la o durată totală de elaborare mare.

Utilizarea cuptorului pe treapta de putere *6*, practic pe toată durata de elaborare, precum și o corectă dozare și încărcare a materialelor conduc la un regim termic corespunzător, precum și la o scurtare apreciabilă a duratei de elaborare (șarja *III*).

O scurtare a duratei de elaborare și a consumului de energie se realizează în următoarele condiții :

— nichelul se adaugă în porții de 40 kg, la o viteză de încărcare de 3—5 porții/5 min, în fonta existentă în cuptor, care are o temperatură de minimum 1 350°C ;

— ferosiliciul se adaugă în porție de 20 kg, asigurîndu-se o viteză de încărcare de 2 porții/min în primele 10 min ale topirii și de 1 porție/min în a doua parte a topirii. În momentul adăugării ferosiliciului, temperatura în cuptor trebuie să fie de 1 300 — 1 350°C ;

— încărcarea silicocalciului are loc în porții de 20 kg la o temperatură de 1 440°C. Durata topirii nu va depăși 10 min, iar temperatura la sfîrșitul topirii nu va depăți 1 470°C ;

— topitura este turnată peste magneziul aflat la baza unei lingotiere, cu o viteză de 220—250 kg/s și la o temperatură de 1 250 — 1 350°C.

Elaborarea în cuptoare cu creuzet de grafit, cu flacără. Cuptoarele cu creuzet de grafit, încălzite cu flacără, sînt agregate cu utilizare largă în turnătoriile de aliaje neferoase. Aceste cuptoare pot fi utilizate cu bune rezultate și pentru producerea modificatorilor din sistemul NiSiCaMg. Experimentările efectuate în cuptoare cu capacitate pînă la 150 kg (bronz) au permis stabilirea unei tehnologii de elaborare a modificatorilor pe bază de nichel, din grupa *I* cu compoziția chimică prezentată în tabelul 6,

Tabelul 6

Modificatori din grupa I, obținuți în cuptoare cu creuzet, cu flacără

Compoziția chimică, %				Ni/Si
Ni	Si	Ca	Mg	
65—75	3—10	0,5—3,0	12—18	7—11

Materialele utilizate la elaborarea acestor modificatori au fost nichel brichete, silicocalciu sub forma unor bucăți de dimensiuni 10—40mm și magneziu (calupuri debitate la 1/3, 2—3 kg). Din punct de vedere cantitativ, încărcătura a constat din 70% Ni, 15% SiCa și 15% Mg.

Varianta optimă de încărcare în cuptor o constituie cea în straturi, nichelul și silicocalciul fiind împărțite în 2—4 porții, fiind apoi încărcate succesiv, astfel ca prima porție să fie constituită din SiCa, iar ultima, din nichel. În aceste condiții, topirea are loc într-un timp relativ scurt (1— 1,5 h), iar gradul de asimilare a silicocalciului destul de ridicat.

Ca sursă de siliciu nu se va utiliza ferosiliciul, deoarece topirea în acest caz are loc în condiții mult îngreuiate, crescînd mult durata de topire.

Magneziul este asimilat în topitura astfel obținută fie direct în cuptor, fie într-o oală de turnare. Se recomandă cea de a doua variantă, pentru a se permite obținerea unei cantități mai mari de topitură la o șarjă (90% din capacitatea creuzetului față de numai 60 % în primul caz).

Absența fierului din topitură determină o asimilare în foarte bune condiții a magneziului, reacția de asimilare a acestuia avînd loc cu un efect piroforic foarte scăzut.

Mangeziul este introdus forţat cu ajutorul unor grampe metalice în topitura cu o temperatură de 1 250 – 1 300°C.

Concluzii

În vederea obţinerii fontelor cu grafit nodular, destinate turnării cilindrilor de laminor, se pot utiliza modificatorii din sistemul FeNiSiCaMg, elaboraţi în cuptoare cu creuzet (electrice cu inducţie sau cu flacără).

În producţia de cilindri de laminor se utilizează două grupe de modificatori pe bază de nichel, cu un raport Ni : Si ridicat (5 –11) şi respectiv scăzut (0,7 –1,1).

În cazul utilizării cuptoarelor cu inducţie, ordinea de încărcare a cuptorului este următoarea : fontă lichidă – nichel – ferosiliciu – silicocalciu.

Introducerea materialelor din încărcătură în porţii şi utilizarea unui regim termic şi electric corespunzător asigură o durată scăzută de elaborare şi un consum redus de energie.

În cazul utilizării cuptoarelor cu creuzet, încălzite cu flacără, se impune folosirea silicocalciului încărcat în cuptor împreună cu nichelul, în straturi succesive (primul strat – SiCa, iar ultimul – Ni)

BIBLIOGRAFIE

[1] Sofroni, L., Riposan, I. şi Sindilaru, E. *Posibilităţi de obţinere a fontelor cu grafit nodular perlitice, cu proprietăţi superioare de antifricţiune.* În : Metalurgia, nr. 11, 1977, p. 585–590.

[2] Riposan, I. *Fonte cu grafit nodular, pentru turnarea cilindrilor de laminor.* Buletinul I.P.B. Seria chimie-metalurgie, nr. 3, 1979.

[3] Sofroni, L., Riposan, I. şi Chira, I. *Quelques idées concernant l'obtention des fontes truitées au graphite spheroidal résistent à l'usure et au choc thermique.* Al 41-lea Congres internaţional de turnătorie, Liège, Belgia, 9–14. VI. 1974, R. 15, p. 10. În : Giesserei – Praxis, nr. 2, 1975, p. 22–28 şi Express – Informaţiia, 48, 1974, p. 15–22.

[4] Riposan, I. şi Sofroni, L. *Verschleiss – und temperaturwechselverhalten der Walzengusseisen.* II Vedeckà Konference s Mezinárodni ucasti. Brno, R.S.C., 1978, p. 304–319.

[5] Sofroni, L., Riposan, I., Brabie, V. şi Chira, I. *Cercetări privind îmbunătăţirea tehnologiei de turnare a cilindrilor de laminor semiduri.* În : Metalurgia, nr. 1, 1977, p. 8–13.

DOCUMENTARE

Modernizarea combinatului Lenin

La Huta Lenin, la unul din cele mai noi şi moderne sectoare ale combinatului – laminorul de tablă pentru caroserii – s-a executat reconstruirea laminorului cu patru caje, pentru mărirea vitezei de laminare de la 700 la 1 200 m/min. Modernizarea a fost realizată într-un timp record, pe baza unui contract cu firmele japoneze IHI (partea mecanică) şi TOSHIBA (partea electrică).

Partea japoneză a elaborat principiile de proiectare. Independent de acest fapt, proiectul propriu-zis a fost conceput de „Biprostal", iar executantul general al lucrării a fost întreprinderea Budostal – 3. În ultimii ani au mai fost achiziţionate un agregat pentru zincarea tablelor laminate la rece, un agregat pentru zincarea electrolitică a tablelor, instalaţii pentru fabricarea ţevilor sudate, echipamente pentru laminorul la rece şi laminorul de table de transformator. În institutele de specialitate poloneze sînt elaborate soluţii proprii pentru aceste utilaje, ceea ce îmbunătăţeşte cu mult efectele de producţie. Toate lucrările de adaptare se bazează în prezent pe gîndirea tehnică poloneză, la fel ca şi proiectele de construcţii, montaj şi realizarea completă a construcţiei.

(În : *G.M. Gospodarka materialowa, Polonia, nr. 11, 1979, ap. III*)

Un nou laminor de bandă lată la cald în Iugoslavia

Pe data de 27 iunie 1979, s-a pus în funcţiune noul laminor de bandă lată la cald la Combinatul metalurgic Smederevo. Acesta este unul din cele mai moderne şi mai productive laminoare de benzi late la cald din Europa.

Laminorul a fost proiectat, construit şi livrat de firma Thyssen Rheinstahl Technik GmbH (Düsseldorf), ca furnizor general în cadrul unui consorţiu internaţional. Contractul semnat în anul 1971, în valoare de peste 250 mil. DM, a fost finanţat prin credite pe termen lung de S.U.A., Austria şi R.F.G. Conducerea tehnică a avut-o firma Schloemann-Siemag AG (Düsseldorf), care a livrat şi laminorul finisor cu cinci caje. Contractul a prevăzut şi proiectarea, respectiv livrarea instalaţiilor auxiliare ale laminorului. Personalul Combinatului metalurgic Smederevo a fost şcolarizat de către firma Thyssen AG, iar proba instalaţiilor s-a făcut cu sprijinul specialiştilor de la Thyssen. Prin îmbinarea activităţii de construcţie cu cea de know-how s-a fabricat, chiar în perioada de probe, bandă lată la cald de calitate corespunzătoare pentru piaţă. Capacitatea de producţie a instalaţiei în prima etapă de dezvoltare s-a ridicat la 800 000 t/an bandă lată la cald de 1,8 – 15 mm grosime şi 600 – 1550 mm lăţime.

(În : *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 16, august, 1979, p. 877*)

Calcularea bilanţului energetic al cuptoarelor cu combustie folosind puteri termice

Ing. A. Nicolae
Institutul politehnic — Bucureşti

CZ : 662.614 : 669.014.

În momentul de faţă, întocmirea bilanţurilor energetice ale cuptoarelor este o operaţie obligatorie de foarte mare importanţă atît în faza de proiectare în vederea stabilirii consumurilor optime de combustibil, cît şi în exploatare pentru depistarea căilor de reducere a necesarului energetic.

Bilanţurile energetice ale cuptoarelor electrice, pe de o parte, şi cele ale cuptoarelor de combustie, pe de altă parte, se deosebesc în principal prin elementele componente (tipurile de călduri introduse în agregat şi consumate), relaţii de calcul şi unităţi de măsură ale acestora. Dacă la cuptoarele electrice cantităţile de căldură se calculează ca puteri electrice introduse şi consumate, ceea ce permite determinarea puterii necesare a agregatului, la cuptoarele cu combustie căldurile sînt exprimate în kcal/h sau kJ/h în vederea stabilirii consumului orar de combustibil B_0 în kg; m^{3}N/h. Acest mod de a calcula căldurile ce alcătuiesc bilanţul energetic al cuptoarelor cu combustie prezintă o serie de inconveniente, cel puţin din cauza următoarelor motive :

— în prezent instalaţiile de ardere folosite la cuptoarele cu combustie sînt caracterizate prin puterea termică şi nu prin cantitatea de căldură debitată orar ;

— în ultimul timp se preconizează ca la unele cuptoare să se folosească încălzirea mixtă : încălzire electrică şi încălzire prin combustie ; folosirea puterii pentru primul mod de încălzire şi a cantităţii orare de căldură, pentru cel de al doilea, îngreuiază însumarea celor două forme de energii (electrică şi termică) ;

— calcularea randamentului energetic global η_{eg} al cuptorului după relaţia [1] :

$$\eta_{eg} = \frac{Q_{tehn} + Q_{sup}}{Q_{comb} + Q_{ex} + Q_{el}} \cdot 100\ [\%]$$

în care : Q_{tehn} este căldura folosită în mod util ; Q_{sup} — căldura recuperată suplimentar prin preîncălzirea aerului de combustie sau producerea aburului ; Q_{comb} — căldura obţinută prin arderea combustibilului ; Q_{ex} — căldura obţinută prin reacţii exoterme ; Q_{el} — energia consumată de motoarele electrice ce deservesc agregatul prezintă dezavantaje, deoarece consumatorii electromecanici sînt caracterizaţi prin puteri instalate, pe baza cărora trebuie să se calculeze separat Q_{el} ;

— compararea consumurilor energetice ale agregatelor termice cu combustie cu cele ale altor agregate şi instalaţii termice sau mecanice presupune transformări de consumuri orare de căldură în puteri sau invers ;

— contabilizarea consumurilor orare de căldură de la cuptoarele cu combustie la puterea totală a unei secţii sau întreprinderi revendică aceleaşi transformări menţionate mai sus.

Datorită acestor cauze se impune ca bilanţul termic al cuptoarelor cu combustie să fie întocmit sub o nouă formă şi anume :

$$\sum P_{ii} = \sum P_{ci} \tag{1}$$

în care :

P_{ii} sînt puterile termice introduse în conturul agregatului ;

P_{ci} — puterile termice necesare acoperirii consumurilor energetice în agregat.

Sub această formă cantităţile de căldură măsurate pînă acum, J/h devin puteri termice exprimate, J/s = W. În acest caz, prin rezolvarea ecuaţiei (1) se va obţine consumul de combustibil B în kg ; m^{3}N/s.

În cele ce urmează se vor prezenta relaţiile propuse pentru calcularea puterilor termice introduse şi consumate în cazul bilanţului energetic simplificat al unui cuptor cu combustie la care se arde combustibil lichid.

Calcularea puterilor termice introduse în conturul agregatului

Puterea introdusă prin arderea combustibilului, P_{comb}

$$P_{comb} = B \cdot H_i, \ \mathrm{W} \tag{2}$$

B este consumul de combustibil, kg/s ;

H_i = puterea calorică a combustibilului, J/kg.

Puterea introdusă prin entalpia aerului preîncălzit, P_a

$$P_a = B \cdot L_{nec} \cdot I_a, \ \mathrm{W} \tag{3}$$

L_{nec} este cantitatea de aer necesar arderii, m^{3}N/kg ;

I_a — entalpia aerului preîncălzit, J/m^{3}N.

Puterea introdusă prin entalpia combustibilului, P_c

$$P_e = B \cdot I_e,\ \text{W} \qquad (4)$$

I_c este entalpia combustibilului preîncălzit, J/kg.

Puterea introdusă prin entalpia încărcăturii, P_{mat}

a) pentru cuptoare de încălzire

$$P_{mat} = P \cdot I_{mat},\ \text{W} \qquad (5)$$

b) pentru cuptoare de elaborare

$$P_{mat} = \frac{C}{\tau} \cdot I_{mat},\ \text{W} \qquad (6)$$

I_{mat} este entalpia încărcăturii, J/kg;
P — productivitatea cuptorului, kg/s;
C — capacitatea cuptorului, kg;
τ — durata de funcţionare a instalaţiei de ardere, s.

Puterea introdusă prin entalpia aburului folosit la pulverizarea păcurii, P_{ab}

$$P_{ab} = B \cdot g \cdot I_{ab},\ \text{W} \qquad (7)$$

g este consumul specific de abur, kg/kg;
I_{ab} — entalpia aburului J/kg.

Puterea introdusă prin reacţiile exoterme, P_{ex}

a) pentru cuptoare de încălzire

$$P_{ex} = P \sum a_i\, b_i\, q_i,\ \text{W} \qquad (8)$$

b) pentru cuptoare de elaborare

$$P_{ex} = \frac{C}{\tau} \sum a_i\, b_i\, q_i,\ \text{W} \qquad (9)$$

q_i este efectul termic al reacţiei, J/kg;
a_i — procentul de element chimic în încărcătură;
b_i — cota care se consumă prin reacţie.

Calcularea puterilor termice necesare acoperirii consumurilor energetice

Puterea necesară pentru consumul energetic util, P_u

a) pentru cuptoare de încălzire

$$P_u = P \cdot c_p \Big|_{\theta_i}^{\theta_{mat}} \cdot (\theta_{mat} - \theta_i),\ \text{W} \qquad (10)$$

b) pentru cuptoare de elaborare

$$P_u = \frac{C}{\tau}\left[c_p \Big|_{\theta_i}^{\theta_{top}} (\theta_{top} - \theta_i) + l_{top} + c_p \Big|_{\theta_{top}}^{\theta_{mat}} (\theta_{mat} - \theta_{top})\right],\ \text{W} \qquad (11)$$

$c_p \Big|_{\theta_i}^{\theta_{mat}}$, $c_p \Big|_{\theta_i}^{\theta_{top}}$, $c_p \Big|_{\theta_{top}}^{\theta_{mat}}$ sînt călduri specifice medii ale materialului, J/kgK;

θ_i, θ_{top} θ_{mat} — temperatura iniţială şi finală de topire a materialului, K;
l_{top} — căldura latentă de topire, J/kg.

Puterea necesară acoperirii entalpiei gazelor de ardere evacuate prin instalaţia de tiraj, $P_{g.a}$

$$P_{g \cdot a} = \sigma B\, v_{ga}\, I_{ga} \qquad (12)$$

σ este cota din volumul gazelor de ardere evacuate prin gura de evacuare;
v_{ga} — volumul gazelor de ardere, m³N/kg;
I_{ga} — entalpia gazelor de ardere la evacuare, J/m³N.

Puterea necesară acoperirii entalpiei gazelor de ardere evacuate prin neetanşeităţi (flăcări), P_{fl}

$$P_{fl} = (1 - \sigma)\, B\, v_{ga}\, I_{fl},\ \text{W} \qquad (13)$$

I_{fl} este entalpia flăcărilor J/m³N.

Puterea necesară acoperirii căldurii acumulate în zidărie, $P_{a.z}$

$$P_{a.z} = \frac{1}{\tau} \cdot V_{zid} \cdot \rho_{zid}\, [I_{zidc} - I_{zidr}],\ \text{W} \qquad (14)$$

V_{zid} este volumul zidăriei, m³;
ρ_{zid} — densitatea zidăriei, kg/m³;
I_{zid_c} — entalpia zidăriei în stare caldă, J/kg;
I_{zidr} — entalpia zidăriei în stare rece, J/kg.

Puterea necesară acoperirii căldurii pierdute prin zidărie, $P_{p.z}$

$$P_{p.z} = A \cdot q_{p.z},\ \text{W} \qquad (15)$$

A este aria zidăriei, m²
$q_{p.z}$ — pierderi specifice de putere termică, W/m².

Puterea necesară acoperirii pierderilor de căldură prin radiaţia orificiilor de lucru, P_{rad}

$$P_{rad} = A \cdot C_0 \cdot \Phi \cdot K_d \left[\left(\frac{Tc}{100}\right)^4 - \left(\frac{Ta}{100}\right)^4\right],\ \text{W} \qquad (16)$$

$$K_d = \frac{\tau_d}{\tau}$$

A este aria orificiului de lucru deschis, m²;
C_0 — coeficientul de emisie al corpului negru $= 5{,}72$ W/m² (K)⁴;
K_d — coeficientul de timp, adimensional;
τ_d — timpul de deschidere a orificiului, s;
T_c — temperatura absolută a atmosferei cuptorului, K;
T_a — temperatura absolută a mediului înconjurător, K;
Φ — coeficientul de diafragmare, adimensional.

Puterea necesară acoperirii căldurii pierdute prin apa de răcire, $P_{a.r}$

$$P_{a \cdot r} = m_a \cdot c_{pa} \cdot \theta_a,\ \text{W} \qquad (17)$$

m_a este debitul de apă de răcire, kg/s;
c_{pa} — căldura specifică a apei, J/kg·K;
θ_a — variaţia temperaturii apei, K.

Puterea necesară acoperirii căldurii absorbite prin reacţii endoterme, P_{end}

Valoarea puterii termice P_{end} se calculează după relaţii asemănătoare relaţiei (8).

Puterea necesară acoperirii pierderilor de căldură neprevăzute, P_{nep}

Această putere se poate calcula fie ca o pondere din totalul celorlalte pierderi, fie dacă se consideră că ea se datorează în exclusivitate pierderilor prin arderea incompletă a combustibilului, cu relaţia:

$$P = B \cdot q_{nep}, \text{ W} \qquad (18)$$

q_{nep} este micşorarea puterii calorice a combustibilului datorită arderii incomplete, J/kg.

În baza ecuaţiei (1) şi folosind relaţiile (2) — (18), se poate determina consumul orar de combustibil B_0, care este egal cu:

$$B_0 = 3\,600\ B, \quad \text{kg/h}$$

Dacă se notează cu:

$$P_u + P_{mat} + P_{end} - P_{ex} = P_{tehn.}$$

$$P_{p.z} + P_{a.z} + P_{a.r} + P_{rad}\,P = P_{m.t}$$

$$1 + \frac{L_{nec} \cdot I_a + I_c + g \cdot I_{ab}}{H_i} -$$

$$- \frac{\sigma \cdot v_{ga} \cdot I_{ga} + (1 - \sigma)\, v_{ga}\, I_{fl}\, q_{nep}}{H_i} = \eta_{u.c.}$$

se obţine:

$$B = \frac{P_{tehn.} + P_{m.i}}{\eta_{u.c} \cdot H_i}, \text{ kg/h} \qquad (19)$$

în care:

P_{tehn} este puterea termică necesară desfăşurării procesului tehnologic;
$P_{m.t}$ — puterea termică necesară acoperirii pierderilor de căldură în mediul înconjurător;
$\eta_{u.c}$ — gradul de utilizare a combustibilului în spaţiul de lucru al cuptorului.

$$B_0 = 3\,600 \frac{P_u - P_{mat} + P_{end} - P_{ex} + P_{p.z} + P_{a.z} + P_{ar} + P_{rad}}{H_i\left[1 + \dfrac{L_{nec} \cdot I_a + I_c + gI_{ab}}{H_i} - \dfrac{\sigma \cdot v_{ga} \cdot I_{ga} + (1 - \sigma)\, v_{ga}\, I_{fl} + q_{nep}}{H_i}\right]}$$

BIBLIOGRAFIE

[1] Sciukin, A. A. *Ekonomiia topliva v ciornoi metalurghiia.* Moscova, Metalurghiia, 1973.

* * *

DOCUMENTARE

Noi proiecte ale industriei de aluminiu

Franţa

Société Cegedur intenţionează să investească, pentru extinderea instalaţiilor de fabricare a tablelor de aluminiu, pînă în anul 1984, circa 75 mil. FF. În prima etapă se prevede creşterea producţiei de table subţiri pentru industria aeronautică cu 50 %, pînă la 15 000 t/an. Instalaţiile de producţie se vor construi pînă la sfîrşitul anului 1981 şi vor avea o capacitate anuală şi iniţială de 10 000 t, care va creşte continuu. Cegedur livrează circa 60 % din necesarul de table subţiri pentru Airbus.

Spania

Industrias Europeas del Aluminio construieşte în Alhaurin de la Torre, în apropiere de Malaga, o uzină de fabricare a purtătorilor de aluminiu. Volumul de investiţii se ridică la 3,5 mil. DM.

Venezuela

Noua uzină de aluminiu a firmei New Venalum SA a atins, după terminarea celei de a 3-a etape, o capacitate de 210 000 t. În noiembrie 1979 sa terminat construcţia uzinei din Mantanzas cu o capacitate finală de 280 000 t. Din producţia totală a întreprinderii se vor exporta anual 160 000 t în Japonia. După cum s-a anunţat, întreprinderea producătoare a propus partenerului japonez revizuirea condiţiilor de preţ.

Conform înţelegerilor se practică preţurile de export ale firmei Alcam, minus 6 %.

(În: *Aluminium, R.F.G., nr. 8, 1979, p. 570*)

* * *

Ing. I. Spătaru
Întreprinderea „Inox” — București

Mecanismul borizării în băi lichide de sticlă

CZ : 541.135 : 669.781)

Cele mai recente lucrări [1] – [4] care abordează problema mecanismului de borizare în mediu lichid cu sau fără electroliză se referă la explicarea mecanismului de disociere a băilor lichide, cu punere în libertate a borului activ, formate pe bază de borax. Lucrarea [3] explică desfășurarea procesului de borizare în masa lichidă fără electroliză, pe baza formării elementelor galvanice de tipul metalului care urmează să fie saturat.

În băile de borizare prin electroliza boraxului topit, majoritatea lucrărilor consideră ca posibilă reacția de disociere termică parțială a boraxului cu formarea de oxid de sodiu și anhidridă borică, conform reacției :

$$Na_2B_4O_7 = Na_2O + 2B\ {}_2O_3$$

Concomitent cu disocierea termică a boraxului are loc și disociația electrolitică a boraxului topit după reacția :

$$Na_2B_4O_7 = 2Na^+ + B_4O_7^{2-}$$

La anod are loc descărcarea anionului $B_4O_7^{2-}$, cu formarea de anhidridă borică potrivit reacției :

$$2\ B_4\,O_7^{2-} - 2\,\bar{e} = 4\ B_2\,O_3 + O_2$$

În procesul de electroliză o parte din sodiu se separă la catod și reduce anhidrida borică pînă la bor activ, iar altă parte se ridică la suprafața băii și arde. Reacția de reducere a anhidridei borice cu sodiu metalic este de forma :

$$6\,Na + B_2O_3 = 3\,Na_2O + 2B$$

Ținînd seamă de reprezentările moderne ale structurii ionice a sărurilor și a oxizilor topiți, pe baza datelor termodinamice [2], s-a stabilit că în intervalul temperaturilor de lucru (800 — – 1 000°C) potențialul de separare a sodiului în electroliza boraxului topit este mai mare decît potențialul de separare a borului, și deci prin electroliză în primul rînd se formează borul.

În explicarea mecanismului de borizare în topitura de borax și carbura de bor, Blanter [5] consideră că are loc o reacție reciprocă între borax și carbura de bor, cu formarea borului elementar.

În general vorbind, toate metodele de borizare se bazează pe o reacție chimică sau electrochimică între mediile care cedează borul și suprafața oțelului.

Baia utilizată pentru realizarea procesului de borizare în mediu lichid de sticlă se bazează pe un amestec de silicați, anhidridă borică și carbură de bor. Rezultate dintre cele mai bune în cîmpul de temperaturi 850 – 1 000°C a dat baia lichidă formată din : SiO_2, Na_2O, K_2O, B_2O_3 și B_4C.

Reacțiile posibile într-o asemenea baie pot fi de forma :

$$SiO_2 + Na_2O = Na_2SiO_3$$

$$SiO_2 + K_2O = K_2Si\,O_3$$

$$B_2O_3 + 3\,B_4C = 14\,B + 3\,CO\ (1)$$

În același timp este posibil ca SiO_2 să disocieze cu formarea siliciului atomic.

Prezența siliciului în straturile borizate în baia lichidă a fost pusă în evidență prin imaginea de raze X.

Se știe că atomii de siliciu și de oxigen care alcătuiesc anionii silicaților sînt astfel așezați încît atomii de oxigen formează un tetraedru în jurul atomului de siliciu. Tetraedrele sînt legate între ele prin intermediul unui atom de oxigen, care devine comun la două tetraedre.

Legarea tetraedrelor SiO_4 în lanțuri duce la structuri cu compoziția $[SiO_3]_n^{2-}$ cînd lanțurile sînt simple.

O asemenea structură poate fi descompusă în prezența fierului, drept catalizator, cu formarea grupării tetraedrice a silicei $[Si\,O_4]^{4-}$ și anionul de siliciu $[Si]^{4+}$ conform reacției :

$$4\ SiO_3^{2-} \xrightarrow{Fe} 3\ SiO_4^{4-} + Si^{4+}$$

Cationul de siliciu Si^{4+} la catod participă la o reacție electrochimică de forma :

$$Si^{4+} + 4\bar{e} = Si,$$

cu formarea siliciului metalic care difuzează în suprafața piesei concomitent cu borul.

Relația generală, după care se poate considera transformarea silicaților cu punerea în libertate a siliciului atomic, este de forma :

$$Si_x\,O_y^{z-} \longrightarrow Si^{4+} \longrightarrow [Si]_{me}\ (2)$$

Explicarea mecanismului de borizare în baia lichidă de sticlă topită se poate face admițînd ca posibilă relația (1). Prezența oxidului de carbon a fost pusă în evidență prin determinările de laborator. Dacă din punct de vedere termodinamic reacţia (1) este posibilă, atunci admiterea mecanismului de borizare în mediul topit de sticlă (de compoziţia dată mai sus) se poate face pe baza acestei ipoteze (relaţia 1).

Aplicînd legile termodinamice valabile pentru procesele metalurgice ale topiturilor metalice [6] în studiul disocierii băii de borizare silicatice, cu punerea în libertate a borului atomic, reacţia (1) este posibilă dacă variaţia entalpiei libere a reacţiei este mai mică ca zero ($DG < 0$).

Potrivit legilor termodinamice, entalpia liberă a reacţiei (1) este dată de relaţia :

$$DG = DG^0 + RT \ln \frac{P'_{CO}\,3 + a_B{}^{14]}}{[a'_{B_4C}]^3 + [a'_{B_2O_3}]} \qquad (3)$$

unde :

DG este variaţia entalpiei libere a reacţiei (1) ;

DG^0 — variaţia entalpiei libere standard a reacţiei (1) ;

P'_{CO} — presiunea parţială în sistem la un moment dat ;

R — constanta generală a gazelor, cal/mol, gr ;

T — temperatura absolută, K ;

a'_B, a'_{B_4C}, $a'_{B_2O_3}$ — activităţile borului B_4C şi respectiv B_2O_3 existente la un moment dat în sistem.

Conform legii lui Hess variaţia entalpiei libere standard a reacţiei (1) se poate determina din entalpiile libere de formare a reactanţilor şi produselor de reacţie prin ecuaţia :

$$DG^0 = 3DG^0_{CO} - DG^0_{B_3O_2} - 3\,DG^0_{B_4C} \qquad (4)$$

$$DG^0_{CO} = -\,30\,870 + 3{,}77\ T \lg T - 0{,}05 \cdot 10^{-3}\ T^2 - 1{,}5 \cdot 10^5\ T^{-1} - 34{,}08\ T, \text{ cal/mol}$$

pentru $T \in (298 - 1\,500 \text{ K})$ [7]

$$DG^0_{B_2O_3} = -\,304\,000 - 2{,}303 \cdot 15{,}02\ T \lg T + \frac{1}{2}\,9{,}2 \cdot 10^{-3}\ T^2 - \frac{1}{2}\,2{,}8 \cdot 10^5\ T^{-1} - 3{,}382\ T, \text{ cal/mol}$$

pentru $T \in (723 - 2\,313 \text{ K})$ [7]

$$DG^0_{B_4C(S)} = 12\,845 + 2{,}5\ T, \text{ cal/mol}$$

pentru $T \in (298 - 2\,300 \text{ K})$ [7]

Făcînd înlocuirile necesare în (4) se obţine :

$$DG^0 = 245\,925 + 90{,}97\ T \lg T - 4{,}75 \cdot 10^{-3} T^2 - 3{,}1 \cdot 10^5 \cdot T^{-2} - 270{,}13\ T,$$ pentru $T \in (723 - 2\,313 \text{ K})$, respectiv la 1 273K.

DG° 1 273 K = 253 900 cal

Considerînd baia saturată în B_4C, B_2O_3 şi B rezultă că :

$a'_{B_4C} = 1$, $a'_{B_2O_3} = 1$ şi respectiv $a'_B = 1$

În consecinţă ecuaţia (3) devine :

$$DG = DG^\circ + RT \ln P^3_{CO} \qquad (5)$$

La echilibru $DG = 0$ şi atunci (5) devine :

$$DG^\circ = -\,3\,RT \ln P'_{CO} \qquad (6)$$

unde :

P'_{CO} = presiunea parţială a CO corespunzătoare echilibrului reacţiei (1)

Din (6) se obţine :

$$\ln P'_{CO} = -\frac{DG^\circ}{3RT} = -\frac{253\,900}{3 \cdot 1{,}98 \cdot 1\,273}$$

$\ln P'_{CO} = -\,33{,}33$ de unde :

$$P'_{CO} = e^{-33{,}33} \qquad (7)$$

Substituind ecuaţia (6) în (5) rezultă :

$$DG = 3\,RT \ln \frac{P'_{CO}}{P_{CO}} \qquad (8)$$

Prin urmare pentru ca reacţia (1) să se desfăşoare de la stînga la dreapta este necesar ca entalpia liberă de amestec să fie mai mică ca zero, deci în relaţia (8) trebuie ca raportul $\frac{P'_{CO}}{P_{CO}} < 1$, respectiv $P'_{CO} < P_{CO}$

Deoarece valoarea de echilibru a presiunii parţiale a CO dată de relaţia (7) este foarte mică ($P'_{CO} = e^{-33{,}33}$), probabilitatea ca presiunea parţială a CO la un moment dat (P'_{CO}) să fie mai mică ca presiunea parţială a CO la echilibru ($P'_{CO} < P_{CO}$) este foarte mare, deci practic se poate considera că reacţia (1) decurge de la stînga la dreapta cu punerea în libertate a borului atomic. Ipoteza făcută privind activităţile $B_4C_1B_2O_3$ corespunde situaţiei reale, acestea aflîndu-se în exces în baie atingîndu-se practic saturaţia. În privinţa activităţii borului, deoarece acesta intervine în ecuaţiile stabilite şi respectiv în expresia constantei de echilibru ca produs cu presiunea parţială a CO şi deoarece în orice condiţii $a_B < 1$ rezultă că probabilitatea ca $P'_{CO} < P_{CO}$ devine mai mare şi prin urmare şi probabilitatea de desfăşurare a reacţiei (1) este mai mare.

Concluzii

Mecanismul borizării în mediu lichid de sticlă borosilicatică poate fi explicat ca avînd loc pe baza reacţiei dintre anhidrida borică şi carbura de bor.

Prin borizarea în mediu lichid de sticlă are loc, concomitent cu difuzia borului în suprafaţa oţelului, şi o difuzie de siliciu potrivit reacţiei (2)

BIBLIOGRAFIE

[1] Gierek, A. şi Kowalski, A. *Întărirea la suprafaţă a fontei în procesul electrolitic de acoperire cu bor.* În : Przeglad odlewnictwa, nr. 8–9, 1972.

[2] Liahovici, L. S. şi Voroşnin, L. G *Borirovanie stali.* Moscova, Metallurghiia, 1967.

[3] Liahovici, L.S., Kosacevskii, Dolmanov F.V. şi Krukovici, M. G., *Jidkostnie bezelektroliznie professi himiko – termiceskoi obrabotki.* În : Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, nr. 2, 1978.

[4] Iukin, G. J. *O mehanisme elektroliznovo borirovaniia,* În : Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, nr. 8, 1971.

[5] Blanter, M. E. În : Metallovedenie i obrabotka metallov, nr. 6, 1955.

[6] Oprea, Fl., Taloi, D., Constantin, I. şi Roman, Rodica *Teoria proceselor metalurgice.* Bucureşti, Editura didactică şi pedagogică, 1978.

[7] Veriactin, U. D. şi alţii *Termodinamiceskie svoistva neorganiceschih vecestv.* Spravocinic, Moscova, Atomizdat, 1965.

REVISTA REVISTELOR

Wiadomosci Hutnicze, Polonia, nr. 7–8, 1979

Elaborarea oţelurilor rapide din burete de oţel în cuptoare de inducţie, p. 233 – *Secţia de finisare a laminorului greu de la Huta Katowice,* p. 237 – *Fixarea mecanizată a matriţelor de la presa perforatoare,* p. 240 – *Oţeluri greu oxidabile,* p. 242 – *Morfologia carburilor în oţelul SW18 după austenitizare şi revenire,* p. 249 – *Durabilitatea produselor din aliaje rezistente,* p. 252 – *Analiza termică diferenţială în cercetarea transformărilor de fază din metale şi aliaje,* p. 255 – *Analiza chimică a oţelurilor înalt aliate cu mangan-aluminiu prin metoda absorbţiei atomice,* p. 261 – *O nouă uzină de îmbogăţire a minereului de fier în Carelia,* p. 264 – *Industria de feroaliaje din Franţa,* p. 265.

Hutnik, Polonia, nr. 8–9, 1979

Lungimea domeniului de deformare la laminorul oblic trio perforator, p. 341 – *Studiu privind procesul de perforare la laminorul oblic Diescher,* p. 346 – *Cercetarea pe modele a solubilităţii în soluţii de acid sulfuric a produsului care se formează din amestecul de oxizi Fe_2O_3 şi ZnO, în procesul tandem şi care apare în gazele de evacuare,* p. 356 – *Problemele forjării libere a inelelor,* p. 360 – *Stabilirea cursului de desfăşurare a laminării semifabricatelor din oţel,* p. 364 – *Analiza comparativă a stării de deformare a lingourilor în procesul de alungire,* p. 369 – *Tehnologia de extrudare la cald a ţevilor din oţel,* p. 378 – *Progresul tehnic în construcţia şi exploatarea cuptoarelor cu arc de mare capacitate şi putere,* p. 390 – *Tablă de ambutisare adîncă pentru căzi şi chiuvete emailate,* p. 395.

Neue Hütte, R.D.G., nr. 10, 1979

Poziţia metalurgiei în economia naţională a R.D.G., p. 361 – *Contribuţia R.D.G. la dezvoltarea de noi procedee de elaborare a oţelului,* p. 366 – *Creşterea productivităţii şi calităţii produselor laminate la rece la VEB Eisenhüttenkombinat Ost,* p. 370 – *Dezvoltarea producţiei de staniu la VEB Bergbau-und Hüttenkombinat ,,Albert Funk'', Freiberg,* p. 374 – *Sticlă metalică – fabricare, structură şi proprietăţi fizice,* p. 379 – *Sarcinile încercării materialelor în redarea măririi siguranţei şi evitării defecţiunilor,* p. 390.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 19, 1979

Studii industriale pentru fabricarea aglomeratului, p. 1019 – *Influenţa răcirii intermediare la compresoarele de vînt ale furnalelor, asupra eficienţei economice,* p. 1028 – *Calcularea tensiunilor mecanice şi termice care apar la turnarea continuă,* p. 1039 – *Dezvoltarea productivităţii la tragerea, cojirea şi rectificarea produselor din oţel lucios,* p. 1051 – *Perspectivele siderurgiei,* p. 1076.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 20, 1979

Încercarea unei metode de apreciere on-line pentru determinarea gradului de încălzire a lingourilor în cuptorul adînc, p. 1083 – *Condiţiile de încălzire a bramelor în cuptoare cu propulsie de diferite tipuri,* p. 1088 -- *Injectarea unui amestec de păcură-butan într-un furnal,* p. 1093 – *Diminuarea zgomotului la tăierea cu discuri abrazive a produselor laminate,* p. 1097 – *Thermoprocess 79 – Expoziţie internaţională de cuptoare industriale şi procese de producţie,* p. 1103.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 21, 1979

Dezvoltări în domeniul prelucrării prin deformare, p. 1139 – *O nouă serie de calibre pentru laminarea barelor şi sîrmei,* p. 1148 – *Îndreptarea profilelor grele,* p. 1154 – *Construirea după ultimele cunoştinţe tehnice a unui grup de cuptoare pentru benzi la rece,* p. 1159 – *Utilizarea materialelor refractare în industria siderurgică,* p. 1163.

Revue de métallurgie, Franţa, nr. 7, 1979

Transformările de fază ale oţelurilor în cicluri termice rapide. Aspecte morfologice şi structurale. Aplicări la călirea superficială şi la sudarea prin bombardament de electroni, p. 478 – *Influenţa structurii iniţiale şi a compoziţiei chimice asupra caracteristicilor straturilor subţiri întărite, obţinute prin călire superficială, bombardament electronic şi laser,* p. 489 – *Posibilităţile şi limitele durcisării superficiale rapide a oţelurilor,* p. 506 – *Principiul şi aplicări ale tratamentului termic prin fasciculi de electroni,* p. 517 – *Durificarea superficială cu plasmă a oţelurilor cu carbon şi a fontelor, p.* 532 – *Durificarea superficială prin impulsuri. Aplicări,* p, 533.

C.I.T., Franţa, nr. 7–8, 1979

Studiul reactivităţii şi al rezistenţei după gazificare pentru cinci tipuri de cocs, p. 921 – *Recircularea integrală a apei dulci la Usinor-Dunkerque,* p. 941 – *Tendinţe privind reducerea poluării la aglomerarea pe grătar,* p. 953 – *Încălzirea produselor lungi. Determinarea performanţelor electrice ale instalaţiilor industriale,* p. 957 – *Utilizarea panourilor răcite la cuptorul electric,* p. 971 – *Cuprul în oţelurile de construcţie (studiu bibliografic),* p. 985.

BHM, Austria, nr. 9, 1979

Comportarea la transformare a oţelurilor aliate complex cu 12–18% Cr, p. 400 – *Producerea şi utilizarea electrozilor turnaţi continuu pentru retopirea electrică sub zgură a lingourilor mari,* p. 411 – *Contribuţie la dimensionarea convertizoarelor cu oxigen,* p. 431.

Începuturile producţiei de fontă în împrejurimile Hunedoarei (II)

CZ. 669.1(498)

După darea în exploatare, la 13 iulie 1785, cuptorul a funcţionat numai 6 zile, datorită topirii creuzetului confecţionat din argilă. Conducerea tehnică, asigurată de maistrul Zaharia Pascu şi subadministratorul Matsch, s-a convins că unica soluţie pentru a asigura o durabilitate satisfăcătoare creuzetului era refacerea lui din material refractar pietros fasonat, care întîrzia însă să sosească de la Lipova [1].

Tezaurariatul cameral din Viena dă un avertisment administraţiei domeniului Hunedoara, pentru întîrzierea preluării materialului pietros fasonat necesar refracerii creuzetului furnalului [2].

Problemele legate de transport se complică, apărînd declaraţii contradictorii ale corăbierilor însărcinaţi să transporte pietrele de la Lipova la Deva, pe de o parte, şi ale meşterului pietrar Settenmacher, respectiv ale administratorului Domeniului Hunedoara, pe de altă parte.

Astfel, Oficiul din Portu—Mureş, raportînd că transportarea materialelor necesare furnalului nu se poate face fără cheltuieli suplimentare, motiva întîrzierea transportului prin faptul că materialele nu se găsesc la locul de îmbarcare şi că ţărmul nu a fost amenajat pentru a permite încărcarea corăbiilor [2].

Între timp se ordonă anchetarea cauzelor care au determinat pe corăbieri să refuze transportul pietrelor de creuzet. În declaraţiile lor, făcute sub jurămînt, corăbierii Susan Pavel, Muntean Petru, Toma şi Mihai Crăciun, Logoşan Onye (Ion) şi Rus Ion arătau că la Lipova nu s-au făcut amenajările necesare pentru încărcarea materialului şi nici blocurile de dimensiuni mai mari nu au fost încă transportate la locul de îmbarcare de către meşterul pietrar, care se face unicul vinovat de întîrzierea transportului [3].

Realitatea era însă că în contractul încheiat între Administraţie şi meşterul pietrar nu era prevăzută obligaţia acestuia de a încărca blocurile în corăbii, nici de amenajare a ţărmului în acest scop [3].

Meşterul Settenmacher combate afirmaţia corăbierilor arătînd că peste obligaţiile contractuale el a amenajat ţărmul în vederea îmbarcării pietrelor, pregătind 6 perechi de stîlpi şi 60 lemne de sprijin, [3], iar la sosirea corăbierilor, blocurile mari de piatră (cele mai necesare) se găseau pe ţărm, gata de înbarcare [4]. De fapt, după afirmaţiile sale, însuşi administratorul Domeniului Hunedoara a verificat blocurile, bucată cu bucată, la 16 februarie, cînd s-a deplasat în acest scop la Lipova.

Din concluziile anchetei reiese că transportul pietrelor pentru creuzetul furnalului s-a făcut în trei etape :

Primul transport a luat în fiecare din cele 31 corăbii cîte o piatră de mărime mică. Corăbierii n-au vrut să ia mai mult, spunînd că „au destul de cărat, că nu ştiu dacă vor fi plătiţi pentru această muncă, preferînd să părăsească corăbiile şi să rătăcească prin munţi, decît să transporte tot materialul" [5].

Al doilea transport a luat de asemenea numai pietre de dimensiuni mici, deşi meşterul pietrar le-a promis cîte un ducat [5]. Toate argumentele şi rugăminţile meşterului pietrar şi ale şefului transportului de a determina corăbierii să ia şi pietre mari au fost zadarnice [5].

Abia la al treilea transport s-au încărcat blocurile mari [5].

Pentru evitarea în viitor a dificultăţilor, întîrzierilor şi cheltuielilor suplimentare, legate de transportul pietrelor de creuzet de la Lipova, Tezaurariatul autorizează Administraţia Domeniului Hunedoara de a acorda recompense celui ce va găsi, în zone mai apropiate de Topliţa, piatră corespunzătoare înzidirii creuzetului.

Într-adevăr cercetările întreprinse evidenţiază existenţa unui material adecvat necesităţilor, mult mai aproape, la Topliţa — pe Mureş, dar care de asemenea ridica probleme privind transportul, legate în special de trecerea peste Mureş a pietrelor [6]. În consecinţă, consilierul Müller, cu ocazia unei inspecţii efectuate la Domeniile Hunedoara, recomanda să se renunţe la acest material, optîndu-se pentru materialul descoperit în zona Haţegului, aflat la distanţă mai mică şi avînd caracteristici corespunzătoare scopului urmărit [6].

*

Cu creuzetul refăcut, furnalul a fost repus în funcţiune la 21 august 1781, funcţionînd, exceptînd perioada de reparaţii şi probabil de lipsă de mangal, pînă la sfîrşitul anului. În această perioadă a prelucrat 13 310,67 măji de minereu din care au rezultat 4 875 măji de fontă, după cum reiese din tabelul 1 [7].

Tabelul 1

Interval	Schimburi	Minereu (măji)	Mangal (măsuri)	Producție (măji)
21 – 31 august	33	1 087, 7	794	335,5
2 – 6 septembrie	10	475,96	313,3/4	151,71
7 – 19 septembrie	25	1 071,64	706	340,90
26 septembrie – 3 octombrie	14	684,74	452	218,43
3 – 4 octombrie	2	140,16	98	55,50
5 – 25 octombrie	44	2 851,38	1 616	1 050,10
1 – 31 decembrie	105	6 999,99	3 970	2 722,40
Total	233	13 310,67	7 949,3/4	4 875

Principalele dimensiuni ale furnalului : volumul util – 6,94 m^3 ; înălțimea totală – 21 picioare (6,64 m) ; diametrul creuzetului la bază – 2 picioare și 4 țoli (0,735 m) ; diametrul pîntecului – 5 picioare (1,58 m) ; diametrul gîtului – 2 picioare (0,632 m) sînt identice cu cele regăsite în documente mai recente ; ne referim la desenul executat în anul 1800, reprodus după Latinak Gyula [8] în revista Metalurgia [9] și în monografia „Combinatul siderurgic Hunedoara — Tradiție și progres în siderurgie" – Editura pentru turism, 1974.

Introducerea noului procedeu de extragere a fierului din minereuri, prin furnalizare, a permis realizarea unei producții de 4 875 măji de fontă în circa 4 luni, față de numai circa 3 000 măji de fier obținute în cursul anului 1681 de cele cinci ateliere ale Domeniului ce practicau extragerea fierului în cuptoare cu vatră deschisă. Este o adevărată revoluție în tehnica metalurgică a vremii și se impunea trecerea treptată a tuturor atelierelor existente, și a noilor capacități ce urmau a se crea, la o nouă tehnică de transformare a fontei în fier și oțel.

Cuptorul pentru afinarea fontei a apărut probabil în Belgia, fiind amintit prin anul 1620 (Procedeul Waloon). Inițial, era asemănător cuptorului cu vatră deschisă pentru extragerea directă a fierului din minereu. Cu timpul, vetrele pentru afinarea fontei au evoluat spre forme închise, iar aerul era preîncălzit în recuperatoare, pînă la 350°C, realizîndu-se în cuptor temperaturi de 1 400 — 1 450°C, insuficiente însă pentru topirea fierului, respectiv oțelului.

Procesul tehnologic — descris sumar — era următorul [10] : pe vatră se așeza un strat de mangal-praf, apoi zgură bogată în oxizi de fier, oxizi de fier proveniți de la operația de forjare a barelor și minereu, „capacul" fiind constituit din mangal bucăți.

Aerul (la început rece, iar mai tîrziu, după apariția preîncălzitoarelor, cald) se insufla cu ajutorul foalelor — acționate de roți hidraulice, prin două guri de aer amplasate la înălțimi de 160 – 250 mm, cîte una pe cele două părți laterale ale vetrei, sub un unghi convenabil ales.

Fonta preîncălzită de gazele calde rezultate era introdusă treptat în mangalul incandescent, topindu-se. Pe vatră apărea fontă lichidă, prin frămîntare și amestecare mărindu-se suprafața de contact dintre fontă, zgură și gazele oxidate din preajma gurilor de insuflare a aerului. Ca urmare, avea loc un proces de oxidare a oxidului feros din zgură la Fe_2O_3 care, cu oxidul feros (FeO), forma oxid magnetic (Fe_3O_4), solubil în zgura bogată în FeO. Toate procesele următoare aveau loc datorită oxidului magnetic de fier. În primul rînd, se oxida siliciul și manganul, avînd, la temperaturi scăzute, afinitate mai mare pentru oxigen decît carbonul :

$$Si + 2\,Fe_3O_4 = SiO_2 + 6\,FeO$$

$$Mn + Fe_3O_4 = MnO + 3\,FeO$$

Oxizii de mangan și bioxidul de siliciu astfel formați treceau în zgură sub formă de silicați de fier și de mangan, diluînd-o. Ca urmare, zgura devenea mai săracă în FeO, devenind mai puțin activă. Tocmai pentru a evita zgura inactivă, se recomanda utilizarea unei fonte avînd un conținut scăzut de siliciu (max. 0,5 %) și de mangan (max. 0,3 %).

Abia după consumarea acestor procese începea oxidarea carbonului :

$$Fe_3C + Fe_3O_4 = 3\,Fe + 3\,FeO + CO$$

Viteza decarburării în acest sistem eterogen era mică, crescînd odată cu intensificarea încălzirii. În continuare, carbonul din scheletele metalice strînse pe vatră și frămîntate pînă la sudare ca lupe era oxidat de către Fe_3O_4, după aceeași formulă.

Fosforul era oxidat inițial, la topire, direct cu oxigen, în zona gurilor de vînt și în continuare de Fe_3O_4 din zgură. Trebuiau evitate temperaturile înalte și saturarea zgurei cu silicați, pentru a evita refosforarea metalului obținut.

Mediul reducător favoriza trecerea sulfurilor de fier și de mangan în zgură, recomandîndu-se totuși ca fonta să aibă un conținut de pînă la 0,05 % S.

Trebuie însă să se remarce faptul că noul procedeu prezenta și o serie de dezavantaje față de procedeul tradițional al obținerii fierului din minereu — în vetre deschise.

În primul rînd, investiția, cuprinzînd și furnalul, era de 8—10 ori mai mare decît la funcționarea prin reducere directă, consumul total de mangal era cu 35—40% mai mare, costul era mai ridicat, productivitatea nu o depășea pe cea obținută cu cuptoarele cu vatră deschisă, condițiile de muncă fiind similare; doar consumul de minereu era cu circa 15% mai mic.

Odată cu apariția furnalului, deci a fontei în zona Hunedoarei, prima și cea mai importantă problemă era însușirea, de către atelierele existente, a noii tehnologii de afinare a fontei, și de mărire a capacităților de producere a fierului și oțelului prin construirea de ateliere noi, pentru a se putea face față cerințelor tot mai susținute de bare de fier și oțel atît pentru consum intern, cît și pentru export în Principatele Române. Se urmărea totodată valorificarea totală a fontei produse — în atelierele aflate pe Domeniul Hunedoarei — evitîndu-se vînzările de fontă pentru afinare în altă parte.

BIBLIOGRAFIE

[1] Arh. Stat. Cluj, fond M.T. doc. nr. 519 din 15 iunie 1782, p. 71—73

[2] Ibidem, doc. nr. 671 din 29 iulie 1781.

[3] Ibidem, doc. nr. 904 din 14 iulie 1781, p. 2—3 și p. 7—8.

[4] Ibidem, doc. nr. 904 din 19 sept. 1781, p. 6 și 9.

[5] Ibidem, doc. nr. 904 din 21 august 1871, p. 7—8.

[6] Ibidem, doc. nr. 792 din 14 august 1782, p. 2.

[7] Ibidem, doc. nr. 519 din 1782, p. 70.

[8] Latinak, Gyula *A mapyar Királyi vasgyár és tertozékai*. Budapesta, 1904.

[9] Chindler, N. și Popa, S. În:; Metalurgia, nr. 9, 1970, p. 593.

[10] Rău, A., și Tripșa, I. *Metalurgia oțelului*. Ed. didactică și pedagogică, 1973, p. 99—100.

Chim. N. Chindler
Combinatul siderurgic — Hunedoara

prof. I. Lazăr
Muzeul județean — Deva

DOCUMENTARE

Noi investiții în industria aluminiului

În Brazilia, la Beleru, se construiește un mare combinat de aluminiu, în colaborare tehnico-financiară cu Japonia. În anul 1978, firma Nippon Amazon Aluminium Co. Ltd a semnat cu corporația braziliană Cia Vale do Rio Doce o înțelegere în problema construirii unei unități de producție pentru oxid de aluminiu cu o capacitate anuală de 800 mii t și o uzină de aluminiu de 320 mii t anual. Aceste obiective ar trebui să intre în exploatare în 1988. De curînd, firma Nippon Amazon a semnat o convenție pentru un împrumut în valoare totală de 3,2 mld. yeni cu Alumina Brasileiro și o altă convenție pentru 2,5 mld. yeni cu Aluminio do Norte do Brasil. Aceste împrumuturi constituie partea inițială a împrumutului de 132 mld. yeni, pe care partea japoneză s-a obligat să-l dea pentru finanțarea acestei investiții comune pe o perioadă de 10 ani, începînd din iunie 1979. În 1978, Brazilia a produs 180 mii t aluminiu, ocupînd locul trei pe continentul american.

Aluminium Bahrein (Alba), care s-a afirmat în ultimul timp pe piața mondială, intenționează să-și extindă capacitatea de producție pentru aluminiu de la 123 mii t în prezent la 170 mii t (+ 40 %). Această dezvoltare, al cărei cost se estimează la 120 mil.dol., ar trebui să fie realizată în două etape, pînă în luna octombrie 1981. Principalul consultant tehnic și organizatoric va fi firma americană Kaiser Aluminium, care va livra, printre altele, proiectul noii hale de producție. La consorțiul Alba, Arabia Saudită are o participare de 20%, alte participații mai avînd Kaiser Aluminium și Bretof Investments din R.F.G.

(În: *Rudy i Metale Niezelażne, Polonia, nr. 9, 1979, p. 457*)

Planurile de dezvoltare a industriei aluminiului în Norvegia

În rîndul producătorilor mondiali de aluminiu, Norvegia ocupă locul șase, iar în cel al exportatorilor, locul doi (după Canada). Dezvoltarea neobișnuit de rapidă a industriei aluminiului din anii 60 și de la începutul anilor 70 a fost urmată de o anumită încetinire, începînd din 1973. Criza energetică și creșterea rapidă a prețurilor combustibililor, precum și înviorarea evidentă a conjuncturii pe piața aluminiului, din ultimul timp, au făcut ca pentru industria norvegiană a aluminiului să se contureze perspective favorabile. Avînd în vedere sursa de energie relativ ieftină (cărbunele alb) de care dispune Norvegia, costurile de producție pentru aluminiu sînt mult mai scăzute decît în multe alte țări. Drept urmare, în timp ce unele țări iau măsuri pentru frînarea, ba chiar reducerea producției de aluminiu (de ex. Japonia), Norvegia intenționează să-și dezvolte, în viitorul apropiat, industria de metal alb.

Cel mai mare producător de aluminiu din Norvegia (și din Europa) este firma Aardal OG Sunndal Verk (AASV). Guvernul norvegian deține 75% din acțiunile acestei firme, 25% fiind deținute de firma Alcan. În 1978, AASV a produs cca. 300 mii t aluminiu și intenționează să atingă nivelul de 400 mii t la jumătatea anilor 80. În anul curent, încasările totale ale AASV vor atinge — după părerea cercurilor de specialitate — cca. 2,3 mld. coroane norvegiene (cca. 445 mil. dol.), deci cu 28% mai mult decît în anul trecut. Un alt mare producător norvegian de aluminiu este Norsk Hydro A/S, care pentru următorii doi ani intenționează să extindă capacitatea de producție a uzinei din Karruoka de la 110 la 157 mii t. Producătorii de aluminiu tind către o îmbunătățire a exportului prin mărirea livrărilor de produse și semiproduse în defavoarea metalului neprelucrat.

(În: *Rudy i Metale Niezelażne, Polonia, nr. 8, 1979, p. 411*)

Combaterea poluării în S.U.A.

În cursul anului 1978, industria siderurgică din Statele Unite a cheltuit circa 458 mil. $ pentru combatrea poluării; peste 277 mil. $ au fost cheltuiți pentru achiziționarea unor echipamente de control al purității aerului și aproximativ

181 mil. $ pentru instalațiile de combatere a poluării apelor. Pentru următorii ani, producătorii de oțel au fixat o cifră de investiții de 991 mil. $, din care 561 mil. $ pentru combaterea poluării aerului și 430 mil. $ pentru echipamentele de control al calității apelor. Din anul 1951, s-au cheltuit 3 733 mil. $ în acest scop, din care 2 223 mil. $ pentru instalațiile de purificare a aerului și 1 510 mil. $ pentru echipamentele și instalațiile de epurare a apei. Costul anual de funcționare și întreținere a acestor instalații este estimat la cel puțin 12% din costul inițial al instalației.

(În : *Ironmaking and Steelmaking, Anglia, nr. 4, 1979, p. 5*)

Conferința I.I.S.I. despre lupta împotriva poluării în industria siderurgică

A doua conferință asupra luptei împotriva poluării în industria siderurgică, organizată de Institutul Internațional al Fontei și Oțelului, în colaborare cu Institutul American al Fontei și Oțelului, a avut loc la 14 iunie 1979 la Chicago. Ea a fost urmată pe 15 iunie de vizite la uzinele siderurgice din Chicago, în cursul cărora participanții la conferință — ingineri aparținînd industriei siderurgice, reprezentanți ai agențiilor naționale pentru mediul înconjurător și delegați ai organismelor internaționale — au putut să vadă funcționînd instalațiile destinate prevenirii poluării.

De la reuniunea primei conferințe de la Tokyo, de acum 5 ani, dată la care industria siderurgică dădea prioritate unei tehnici noi pentru lupta împotriva poluării, în economia mondială au intervenit schimbări fundamentale.

Este important ca de acum înainte inovațiile tehnologice să nu mai fie studiate separat de contextul economic în care se dezvoltă economiile naționale și industriale siderurgice din lumea întreagă.

Prin urmare, conferința și-a propus nu numai să sublinieze progresele considerabile realizate de la conferința precedentă în domeniul instalațiilor și metodelor folosite pentru lupta împotriva poluării, ci și să treacă în revistă și să analizeze factorii economici care sînt vitali pentru a asigura industriei siderurgice o dezvoltare sănătoasă.

Una din ședințe a fost consacrată întocmirii unui bilanț al soluțiilor tehnice astăzi disponibile în lupta împotriva poluării. Acest bilanț a fost stabilit pornindu-se de la lucrările pregătitoare realizate de specialiștii din industrie și cuprinde următoarele subiecte : controlul nivelurilor sonore, controlul poluării atmosferice în fabricile de aglomerare, în timpul operațiilor de cocsificare, precum și în timpul funcționării furnalelor, a laminoarelor și a instalațiilor de tratament superficial.

(În : *Revue de métallurgie, Franța, nr. 5, 1979, p. 107*)

REVISTA REVISTELOR

Koks i himiia, U.R.S.S., nr. 9, 1979

Determinarea capacității de producție a bateriilor de cocsificare, p. 12 — *Mărirea cantității de cărbune de gaze îm încărcătură, pentru fabricarea cocsului de turnătorie*, p. 16 — *Influența adaosurilor asupra măririi scoaterii cocsului din compoziții de cocs de gudron*, p. 19 — *Utilizarea smolirii acide de la secția de captare*, p. 43 — *Normarea tehnică și introducerea normativelor numerice în întreprinderile cocsochimice*, p. 45 — *Consiliu științific „Noile procese în industria cocsochimică''*, p. 52 — *Seminar pe problemele teoriei sinterizării cărbunelui și formării cocsului*, p. 54.

Koks i himiia, U.R.S.S., nr. 10, 1979

Cocsificarea încărcăturii de cărbune în strat vibrant, p. 15 — *Experiența utilizării cărbunilor de Kuznețk slab aglutinanți în încărcături cu cărbunii din Karaganda*, p. 18 — *Repartizarea căldurii pe lungimea cuptoarelor de cocsificare*, p. 20 — *Studierea activității chimice a materialelor carbonice*, p. 23 — *Conținutul de natriu în materia primă cocsochimică pentru fabricarea carbonului tehnic*, p. 34 — *Experiența proiectării și construirii complexelor bateriilor de cocsficare nr. 7,8 ale uzinei metalurgice din Novolipețk*, p. 35 — *Din experiența reparării bateriei de cocsificare*, p. 42 — *Prognoza și premisele tehnico-economice ale producției și utilizarea unor tipuri speciale de cocs și a înlocuitorilor acestuia, în raioanele estice ale U.R.S.S.*, p. 45 — *Calitatea benzenului de huilă pentru procesele de alchilare*, p. 48 — *Perspectiva organizării ciclurilor fără evacuare circulante ale alimentării cu apă la uzinele cocsochimice*, p. 52 — *Alimentator cu bandă automat*, p. 54.

Iz. V.U.Z. Ciornaia metallurghiia, U.R.S.S., nr. 9, 1979

Determinarea viscozității lichidului după viteza de formare a meniscului în timpul rotației I. p. 5 — *Studierea difuziunii chimice în oxizii metalelor greu fuzibile*, p. 9. — *Procesele de oxidare și de reducere în sistemul combinații cu dispersie fină fier-cărbuni activi*, p. 13 — *Cinetica sinterizării concentratului de minereu de fier cu adaosuri de oxid de magneziu și dolomită II*, p. 17 — *Modificarea încărcăturii de minereu în funcție de raza furnalului*, p. 22 — *Descompunerea oxidului de carbon în furnal*, p. 28 — *Repartizarea presiunii parțiale a oxigenului de-a lungul jetului monofazic de insuflare al convertizorului cu oxigen*, p. 33 — *Metoda de calcul a circulației oțelului în timpul prelucrării în vid, pe instalații de tip cu recirculare*, p. 37 — *Studierea cineticii deplasării centrului termic la turnarea orizontală continuă*, p. 41 — *Studierea funcționării termice a lingotierelor*, p. 45 — *Reprezentarea generală a cîmpurilor vitezelor posibile cinematic*, p. 48 — *Nou procedeu de determinare a valorilor joase la deformarea plastică*, p. 51 — *Rotunjirea locală a informației experimentale ale metodei de moaraj*, p. 55 — *Diagramele tensiunilor tangențiale la laminarea asimetrică și influența lor asupra condiției de plasticitate*, p. 59 — *Calculul repartizării tensiunilor pe lățimea benzii I*, p. 63 — *Repartizarea microdeformațiilor în țevile sudate, rezistente la coroziune*, p. 67 — *Alegerea sistemelor de calibre cu mai mulți cilindri pentru laminarea sîrmei*, p. 70 — *Montarea la cald*, p. 75 — *O tratare complexă a soluționării problemei scăderii sarcinilor dinamice în laminor*, p. 78 — *Metodica de calcul a utilajului tehnologic al laminoarelor periodice*, p. 82 — *Studiul Moessbauer a stratului amorf*, p. 84 — *Influența defectelor grătarului asupra descompunerii soluției solide suprasaturale de fier în aluminiu*, p. 87 — *Studierea interacțiunii fierului cu titanul la sarcini de impuls*, p. 92 — *Higroscopicitatea suprafețelor din materiale supuse alierii ionice cu metale lichide*, p. 95 — *Analiza diagramelor deformării la cald a oțelurilor*, p. 97 — *Particularitățile influenței deformării la temperaturi înalte asupra cineticii tratamentului termic de îmbunătățire în trepte în oțelurile de diverse compoziții*, p. 101 — *Influența deformării asupra proprietăților fizico-mecanice ale invarului*, p. 106 — *Influența cromului și nichelului asupra transformărilor fazice la deformarea aliajelor de Fe — 20% Mn*, p. 109 — *Grafitul anomalitic în piesele turnate din fontă cu magneziu*, p. 112 — *Răcitori pentru piesele turnate fasonate*, p. 115 — *Formarea crustei fine la tragerea ciclică a lingourilor cu secțiune mică*, p. 117 — — *Utilizarea metodelor de planificare a experimentului și a modelării fizice în cazul studierii încălzirii lingourilor în cuptoare*, p. 122 — *Calcularea construcțiilor de arzătoare cu gaze, de tipul „țeavă în țeavă''*, p. 126 — *Calculul acumulării căldurii cuptorului căptușit*, p. 131 — *Principiile de construcție a sistemelor automatizate de comandă a proceselor tehnologice ale agregatului de decapare, continuu, pe baza unui minicalculator electronic*, p. 136 — *Aproximarea temperaturii de încălzire a* *metalului în cuptorul metodic*, p. 139 — *Evaluarea nivelului de investiţii pentru utilarea secţiei de turnare continuă cu maşini orizontale pentru turnarea continuă a semifabricatelor pentru profile*, p. 143 — *Dinamica modificării indicatorilor tehnico-economici de funcţionare a laminoarelor în perioada de asimilare a acestora*, p. 146 — *Particularităţi de determinare a eficienţei economice a vidării oţelului pentru piesele forjate mari*, p. 150.

Iz. VUZ. Ciornaia metallurghiia, U.R.S.S., nr. 10, 1979

Peletizarea prafurilor umezite, I, p. 5 — *Legea alierii directe a oţelului cu vanadiu*, p. 11 — *Studierea proprietăţilor electrice ale încărcăturii de aglomerare*, p. 15 — *Descompunerea peletelor de hematită în procesul reducerii la temperaturi scăzute*, p. 18 — *Cercetarea tensiunilor în sistemul hematită-ferită de calciu*, p. 22 — *Studierea proceselor în zona interacţiunii la suflarea metalului prin lancea cu multe canale III*, p. 25— *Starea de deformare sub tensiune a metalului la poansonarea închisă, la cald II*, p. 30 — *Determinarea parametrilor profilării sîrmei pentru beton armat*, p. 33 — *Incluziunile nemetalice în oţelurile inoxidabile martensitice îmbătrînibile şi comportarea lor în timpul tratamentului termic la temperaturi înalte*, p. 37 — *Dizolvarea grafitului în oţelurile cu conţinut ridicat de carbon, cu o puritate ridicată şi cu conţinut de cobalt*, p. 43 — *Dizolvarea fazei solide cu conţinut scăzut de carbon în topitura cu conţinut ridicat de carbon*, p. 47 — *Modificarea structurii şi a proprietăţilor austenitei în procesul deformării la cald*, p. 52 — *Influenţa borului asupra transformării izotermice a austenitei în fonta cenuşie*, p. 56 — *Influenţa prelucrării izotermice asupra structurii şi a unor proprietăţi ale oţelurilor de construcţie*, p. 60 — *Influenţa temperaturii de călire asupra caracteristicilor mecanice ale oţelurilor austenitice*, p. 65 — — *Microneomogenitatea structurală a fontelor albe cu ceriu*, p. 69 — *Repartizarea ceriului în grăunţii de grafit ai fontei preeuctetice în stadii de cristalizare primară*, p. 73 — *Topirea unei plăci în condiţii nesimetrice, asemănătoare*, p. 79 — *Studierea regimului termic al funcţionării chesonului convertizoarelor*, p. 84 — *Scurtarea timpului de căutare a punctului optim la modelul matematic al cuptorului de încălzire*, p. 88 — *Descrierea matematică a obiectivelor tehnologice ale sistemelor de comandă, utilizînd factorii interni de stare*, p. 92 — *Modelarea matematică a procesului de decarburare a oţelului la încălzire*, p. 97 — *Sinteza modelelor informaţionale pentru formarea operatorilor din industria metalurgică*, p. 100— *Identificarea obiectivelor reale prin separarea datelor informaţionale*, p. 105 — *Coordonarea programată a funcţionării complexului oţel-laminat*, p. 111 — *Modificarea modelului adaptor al procesului de furnal*, p. 117 — *Particularităţile modelării în sistemele de învăţămînt*, p. 120 — *Utilizarea teoriei similitudinii pentru optimizarea parametrilor dinamici ai maşinilor metalurgice*, p. 124 — *Studierea diverselor construcţii de foarfece de la laminoarele degrosisoare*, p. 129 — *Formarea diagramelor impedanţei de sarcină ale motorului electric ale mecanismelor producţiei metalurgice*, p. 133 — *Intervalurile de temperatură şi de concentraţie ale adaptării traductorului pentru determinarea activităţii oxigenului în oţel*. p. 137 — *Metodologia analizei eficienţei utilizării fondurilor de bază productive ale fabricilor de peletizare din întreprinderile siderurgice*, p. 142 — *Determinarea debitului fluxurilor metalurgice combinate, ţinîndu-se seamă de factorul timp*, p. 146— — *Utilizarea modelului matematic pentru elaborarea graficelor de premiere ale muncitorilor depanatori*, p. 148.

Stal, U.R.S.S., nr. 9, 1979

Funcţionarea furnalului cu pelete metalizate, la o eliminare completă din încărcătură a minereurilor de fier oxidate, p. 653 — *Natura porozităţii şi proprietăţile peletelor de la Combinatul minier de preparare din Lebedinsk*, p. 656 — *Optimizarea condiţiilor de exploatare a căptuşelii de la maşinile de ardere Seo Goka*, p. 661 — *Studierea răcirii slerburilor de dimensiuni mari, turnate pe maşinile de turnare continuă verticale*, p. 664 — *Perspectivele de creştere a vitezei de turnare continuă a oţelului şi calcularea unor parametri ai maşinilor de turnare continuă a semifabricatelor*, p. 666 — *Influenţa intensităţii răcirii secundare asupra structurii semifabricatelor obţinute prin turnarea semicontinuă*, p. 669 — *Cercetarea rezistenţei semifabricatului la formarea lui în cristalizorul maşinii de turnare continuă*, p. 670 — *Îmbunătăţirea calităţii semifabricatului obţinut pe maşina de turnare continuă cu cristalizor intermediar*, p. 673 — *Studierea solidificării, răcirii şi încălzirii lingoului turnat continuu pe un agregat combinat de turnare laminare*, p. 674 — *Influenţa vibraţiilor asupra structurii dendritice a oţelurilor cu conţinut mare de carbon şi pentru scule*, p. 676 — *Influenţa compoziţiei zgurei la elaborarea în cuptorul Martin cu utilizarea varului*, asupra *calităţii semifabricatelor turnate continuu*, p. 678 — *Reglarea economicoasă a consumului de apă pentru răcirea lingoului la o viteză variabilă de turnare pe maşinile de turnare continuă*, p. 679 — *Obţinerea aliajelor intermediare de pămînturi rare în cuptorul cu rezistenţă sub vid*, p. 680— *Analiza statistică a stabilităţii laminării îmbinărilor sudate de benzi late, subţiri*, p. 684 — *Studierea experimental-industrială a laminării în mai multe calibre*, p. 687 — *Asimilarea laminorului semicontinuu 250, pentru laminarea în loturi cu tonaj mic*, p. 689 — *Fabricarea oţelului rotund calibrat prin laminarea la rece*, p. 691 — *Durificarea combinată a suprafeţelor de lucru ale rolelor de la maşinile de îndreptat*, p. 692 — *Căile de îmbunătăţire a producţiei de ţevi trase*, p. 694 — *Fabricarea ţevilor prin sudare cu curent continuu, cu reducerea ulterioară la rece pe instalaţia 5—16*, p. 697 — *Mecanism substructural de durificare prin deformare a fierului şi oţelului*, p. 699 — *Formarea şi poziţia sulfurilor de mangan în oţeluri*, p. 703— *Elaborarea şi experimentarea noului oţel 17G2R, pentru refularea la rece*, p. 706 — *Proprietăţile oţelului 03H11N10M2T*, p. 708 — *Cauzele sensibilităţii la fisurare a oţelului EJ256*, p. 710 — *Perfecţionarea conducerii în sistemul furnizor-beneficiar*, p. 711 — *Influenţa sistemului de planificare operativ-calendaristică asupra ritmicităţii producţiei*, p. 713 — *Îmbunătăţirea evidenţei în întreprinderile siderurgice*, p. 717 — *Asigurarea temperaturii stabilite la încălzirea ţevilor cu diametru mare în cuptoarele cu secţiuni*, p. 720.

Metallurg, U.R.S.S., nr. 9, 1979

Introducerea încărcăturii în maşina de aglomerare cu tambur, prin sistem magnetic, p. 11 — *Indicatori de funcţionare a furnalului cu utilizarea a 80—100% a peletelor în încărcătură*, p. 13 — *Desulfurarea fontei în afara cuptorului, cu ajutorul aliajului secundar de magneziu*, p. 14 — *Încărcarea cu aliaj compozit a plăcilor de căptuşire a furnalului*, p. 17 — *Eficienţa introducerii azotului în oţel*, p. 19 — *Mecanizarea reparaţiilor cuptoarelor metalurgice*, p. 20 — *Mărirea rezistenţei convertizoarelor*, p. 22 — *Răcirea şi încălzirea cuptoarelor Martin la o oprire prelungită*, p. 23 — *Epurarea gazelor evacuate de la cuptorul Martin*, p. 24 — *Instalaţie pentru îndepărtarea zgurei*, p. 26 — *Influenţa condiţiilor de exploatare şi uzură a cilindrilor asupra calităţii profilelor îndoite*, p. 30 — *Eficienţa protecţiei anticorosive a benzilor din oţel electrotehnic*, p. 32 — *Dispozitiv pentru deblocarea sistemului de ghidaj de la laminoarele de sîrmă*, p. 33 — *Intensificarea procesului tehnologic pe instalaţia de sulfat din secţia de laminare la rece*, p. 35 — *Captarea prafului şi aburului de la caja de lucru de la bluminqul 1500*, p. 40.

Metallurg, U.R.S.S., nr. 10, 1979

Bare alungite pentru maşinile de aglomerare, p.11 — *Comanda repartizării jetului de gaze pe circumferinţa furnalului*, p. 12 — *Regimuri de încărcare a furnalului dotat cu un distribuitor de încărcătură cu pîlnie de acumulare cu două pante*, p. 15 — *Şurubelniţă electrică cu pîrghie pentru strîngerea îmbinărilor cu filet ale utilajului furnalului*, p. 17 — *Elaborarea în convertizoare a oţelurilor cu conţinut redus de perlită, cu tratament de modificare*, p. 20 — *Îmbunătăţirea calităţii lingourilor de oţel*, p. 21 — *Fabricarea lingourilor cu retasură închisă*, p. 22 — *Calitatea şi proprietăţile ţevilor din semifabricate turnate continuu, cu conţinut redus de carbon*, p. 24 — *Instalaţia mecanizată de torcretare a oalelor de mare capacitate pentru turnarea oţelului*, p. 25 — *Laminorul 250—6 continuu de profile uşoare*, p. 29 — *Mecanizarea completă a reparaţiilor cuptoarelor adînci de încălzire*, p. 31 — *Încărcarea cu fondanţi ceramici a calibrelor cilindrilor laminorului 500*, p. 33.

Fonderie, Franţa, nr. 391, iul.aug.-sept., 1979

Proprietăţile metalurgice şi costul de elaborare a fontelor de cubilou şi de cuptor electric. P.I. — Aspecte metalurgice, p. 239 — *Încălzirea şi menţinerea la temperatură a formelor metalice, cu ajutorul rezistenţelor electrice blindate,* p. 247 — *Date privind aliajul Al—Cu 5 NiCo,* p. 255.

Ogneupori, U.R.S.S., nr. 9, 1979

Fabricarea materialelor refractare caolinoase la uzina de şamotă din Belokamensk, p. 4 — *Ceramică de cuarţ din suspensii termoplastice,* p. 7 — *Arderea plăcilor din corindon de la încălzitoarele cu sertar, în cuptorul-tunel de gabarit mic,* p. 9 — *Cauzele degradării materialelor refractare în cuptorul-tunel pentru arderea produselor din corindon cu greutate mică,* p. 14 — *Mecanizarea încărcării produselor magnezitice în vagoneţii cuptorului,* p. 20 — *Tehnologia de preparare şi utilizare complexă a minereului de cuarţ-silimanit,* p. 22 — *Utilizarea materialelor fibroase la căptuşirea cuptoarelor cu clopot,* p. 25 — *Experimentarea paharelor corindono-grafitice utilizate la maşinile de turnare continuă a semifabricatelor,* p. 29 — *Protecţia oglinzii metalului în cristalizorul cu plăci refractare la turnarea continuă a oţelului,* p. 32 — *Studierea mulitului topit cu compoziţie variabilă, obţinut prin topirea cu curenţi de inducţie, în creuzet rece,* p. 35 — *Interacţiunea turtelor de zinc cu produse refractare,* p. 40 — *Studierea presării la cald a ceramicii multocorindonice,* p. 44 *Obţinerea carburii de siliciu autolegate cu rezistenţă termică mărită,* p. 48 — — *Influenţa materialelor creuzetului asupra formării şi conţinutul de incluziuni în fierul dezoxidat cu ajutorul aluminiului,* p. 52 — *Controlul dopurilor SP—12 de la turnarea oţelului prin metoda nedistructivă,* p. 55 — *Modernizarea frînei de tip TKTG—100 M de la presa SM—1075.*

Ogneupori, U.R.S.S., nr. 10, 1979

Standardizarea refractarelor în sistemul CAER, p. 1 — *Experienţa fabricării cimentului cu un conţinut mare de alumină, la uzina de produse refractare Semiluki,* p.4 — *Fabricarea refractarelor pentru oalele de turnare la uzina metalurgică din Orsk-Halilovsk,* p. 6 — *Conductibilitatea termică a izolaţiei de mare porozitate din fibre cu conţinut ridicat de alumină,* p. 8 — *Modificarea structurii şi a proprietăţilor produselor magneziene în cazul calcinării în cuptoarele industriale,* p. 13 — *Clasificarea tehnologică a dolo,-mitei brute din principalele zăcăminte ale U.R.S.S.,* p. 20 — *Impregnarea plăcilor pentru închizătoarele cu sertar ale oalelor de turnare a oţelului,* p. 22 — *Experienţa de torcretare a căptuşelii oalelor de turnare a oţelului la Combinatul metalurgic din Magnitogorsk,* p. 27 — *Cercetarea proceselor fizico-chimice în căptuşelile maşinilor pentru prăjirea peletelor,* p. 33 — *Transformări fazice în materialele refractare la topirea plumbului şi a zincului brut,* p. 40 — *Calcularea parametrilor fabricării refractarelor din caolin cu o densitate prevăzută,* p. 43 — *Materialul refractar, dens, din şamotă, cu o rezistenţă termică mare,* p. 48 — *Compoziţia granulară a umpluturii din şamotă pentru masele de torcretare pe ciment aluminos,* p. 51 — — *Creuzete din periclaz pentru topirea aliajelor de nichel,* p. 55.

* * *

Leipziger Messe

Deutsche Demokratische Republik

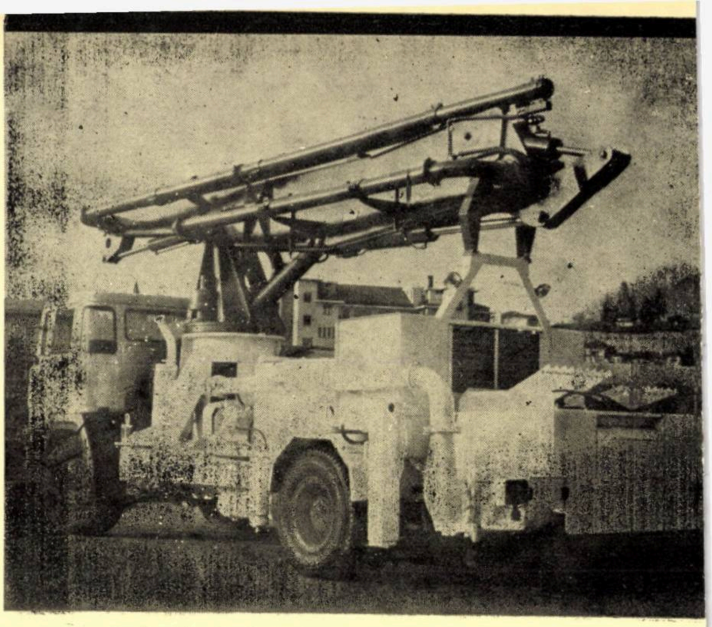
9.3.—15.3.1980

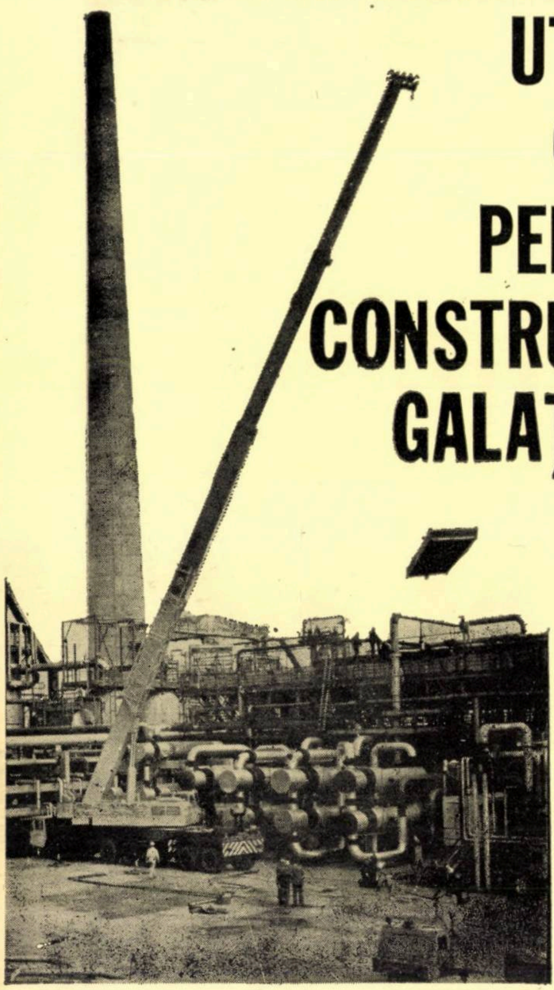
Contacte mondiale pentru desfăşurarea unui comerţ eficient.........şi pentru colaborare economică vă oferă Tîrgul din Leipzig. Cele mai avantajoase posibilităţi pentru un schimb de experienţă internaţional şi pentru compararea realizărilor în special în domeniile metalurgiei, construcţiei de maşini şi instalaţii, electrotehnicii/electronicii, construcţiilor şi bunurilor de consum.
Impulsuri multiple pentru adîncirea în continuare a integrării economice socialiste a ţărilor membre ale C.A.E.R.
Deosebit de eficientă va fi vizitarea Tîrgului în cadrul unei grupe de experţi din domeniile producţiei, tehnicii sau ştiinţei. În acest sens vă stă la dispoziţie serviciul „Technik-Information" din cadrul Tîrgului.
Asociaţia de specialitate din care faceţi parte şi biroul de turism vă vor da informaţiile necesare.
Vă aşteptăm la Leipzig!

Informaţii de călătorie şi legitimaţii pentru Tîrg puteţi obţine prin O.N.T.-Carpaţi sau prin Agenţia economică din cadrul Ambasadei R.D.G. în R. S. România, str. Dumbrava Roşie, Bucureşti. O.N.T.-Carpaţi organizează călătorii pentru grupuri de experţi, cu participarea gratuită la vizite şi conferinţe de specialitate.

PUBLICOM

ÎNTREPRINDEREA DE UTILAJ GREU PENTRU CONSTRUCȚII GALAȚI





(I. U. G. C. – Galaţi)

este profilată pentru mecanizarea lucrărilor de construcţii-montaj la obiectivele industriale din ramura metalurgiei situate în Galaţi, Călăraşi, Reşiţa, Hunedoara şi Tîrgovişte, fiind dotată în acest scop cu mijloace mecanizate dintre cele mai moderne :

- sonete pentru executarea piloţilor de tip Franky
- echipamente şi utilaje complete pentru execuţia de coloane forate cu diametre pînă la 800 mm şi adîncimi pînă la 40 m
- instalaţii pentru executarea de ecrane etanşe din beton cu lăţimea de 800 mm şi adîncimi pînă la 40 m
- automacarale şi macarale pe pneuri şi şenile cu capacităţi pînă la 140 t, printre care automacarale cu braţ telescopic între 80 şi 110 t
- o gamă variată de utilaje terasiere, buldozere, excavatoare, autoîncărcătoare cu care poate executa lucrări complexe de terasamente şi drumuri cu execuţia la tarif fizic
- instalaţii pentru punerea în operă a betonului, autopompe de beton cu capacităţi pînă la 60 m³/h, automalaxoare cu capacitatea pînă la 5,5 m³ etc.

I. U. G. C – Galaţi
Sos. Smîrdan nr. 2,
telefon : 30031

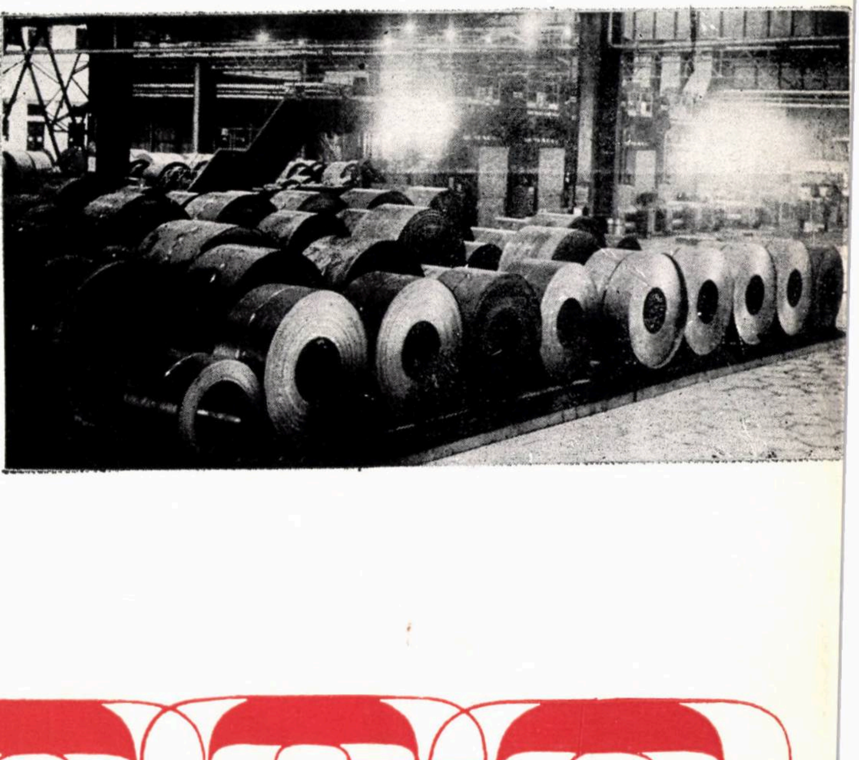
COMBINATUL
SIDERURGIC
GALAȚI

roduce și livrează:

roduse laminate din oțel

Table groase și mijlocii:

n oțeluri calmate, semicalmate, necalmate, slab aliate
aliate conform normelor românești și străine; pentru
nstrucții mecanice, metalice, navale, de mașini, de
zane și recipiente sub presiune etc.

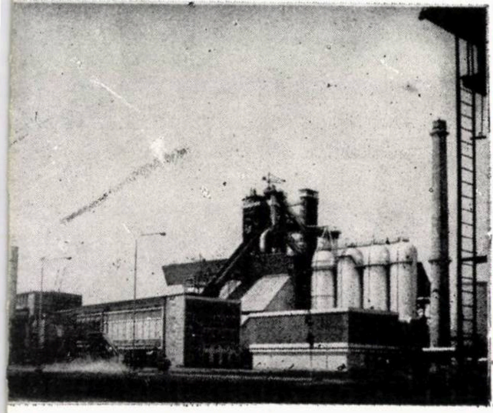


Benzi și table laminate la rece:

acoperite și zincate conform normelor românești și
răine, pentru construcții metalice, țevi sudate, pro-
le îndoite, aparataj electric, caroserii, articole de uz
snic etc.

roduse chimice

- Sulfat feros heptahidratat
- Sulfat de amoniu
- Gudron de huilă
- Benzen brut de huilă
- Smoală de cocserie



Pentru informații detaliate asupra produselor noastre adresați-vă la:

COMBINATUL SIDERURGIC — GALAȚI
DIRECȚIA COMERCIALĂ
Șoseaua Smîrdan nr. 1
6200 Galați

Întrep
REPUBLICA –

Întreprinderea
Iași

Întreprinderea de țevi
Roman

Întreprinderea de sîrmă
și produse din sîrmă
Buzău

Industria sîrmei
Cîmpia Turzii

Uzina
CABLUL ROMÂNESC
Ploiești

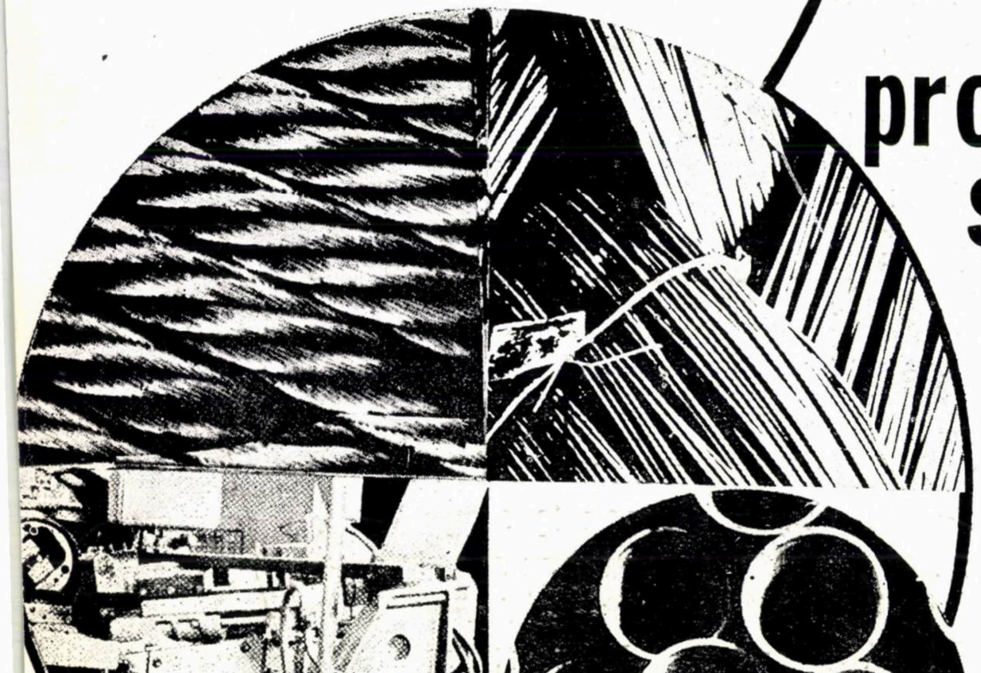
Întreprinderea
LAMINORUL – Brăila

Întreprinderea
metalurgică – Aiud

Întreprinderea
de sîrmă, cuie și lanțuri
Galați

CENTRALA INDUSTRIALĂ DE PRELUCRĂRI METALURGICE BUCUREȘTI

produce și livrează



- țevi pentru construcții, țevi de instalații, țevi pentru conducte petroliere, burlane de tubaj, țevi de extracție, prăjini de foraj cu racorduri sudate, prăjini grele, țevi pentru cazane, țevi inoxidabile, țevi profilate, profile formate la rece, profile din oțel laminate la cald, sîrmă laminată la cald, bare trase, oțel beton laminat la cald, sîrmă din oțel pentru beton precomprimat, sîrmă trefilată moale, tare și zincată, sîrmă ghimpată, cabluri de tracțiune, cabluri din oțel-aluminiu, electrozi de sudură, cuie de construcții, lanțuri navale, lanțuri industriale, lanțuri comerciale, sîrmă de sudură, flux de sudură, echipament pentru industria siderurgică, construcții metalice, piese mecanice brut turnate sau uzinate, echipament și instalații diverse.

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT
1983

centrozap

Societate de Comerţ Exterior
40—036 Katowice— Ligonia 7 — Polonia
C. P.: 825; Tel.: 513—401
Telex: 0312—416
Adr. telegr.: CENTROZAP — Katowice

LIVRĂRILE NOASTRE COMPLEXE ÎN DOMENIUL TURNĂTORIEI

cuprind:

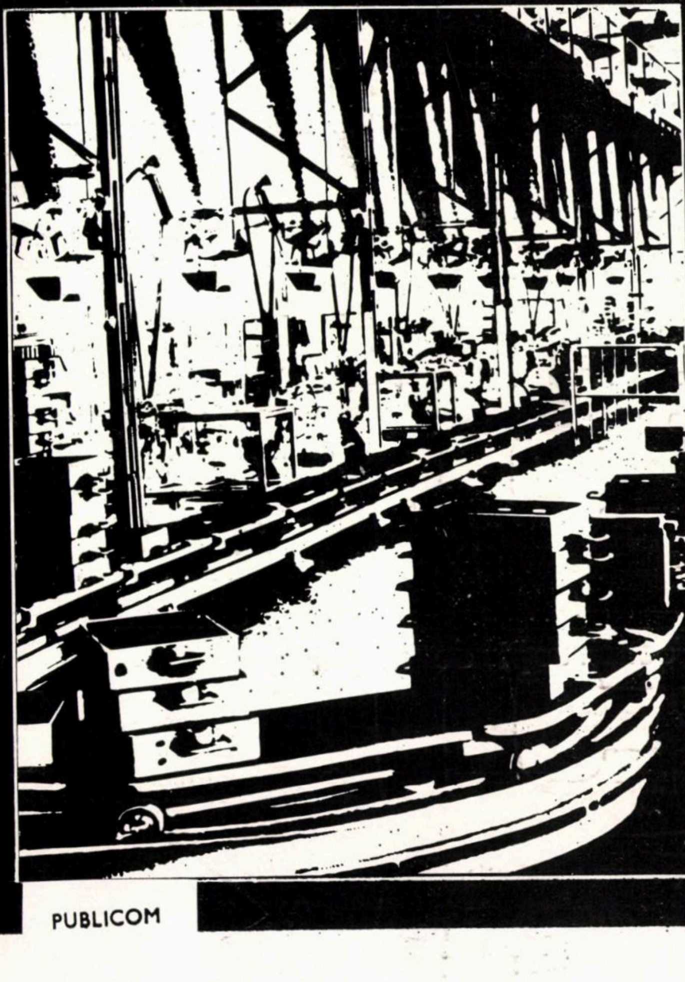
- ciclul complet de proiectare:
  - echipamentul tehnologic cu instalaţiile de desprăfuire
  - documentaţia în domeniul construcţiilor
  - instalaţiile energetice şi de ventilatie

precum şi:

- livrările de echipament complet pentru secţiile de turnătorie
- montarea completă a maşinilor, echipamentelor şi a instalaţiilor sau supravegherea lucrărilor de montaj
- formarea personalului clientului
- asistenţă tehnică completă în cadrul perioadei de garanţie şi de „după vînzare"
- la cererea clientului, executăm orice lucrări de construcţii-montaj, inclusiv construirea atelierelor de producţie şi a altor sectoare de turnătorie

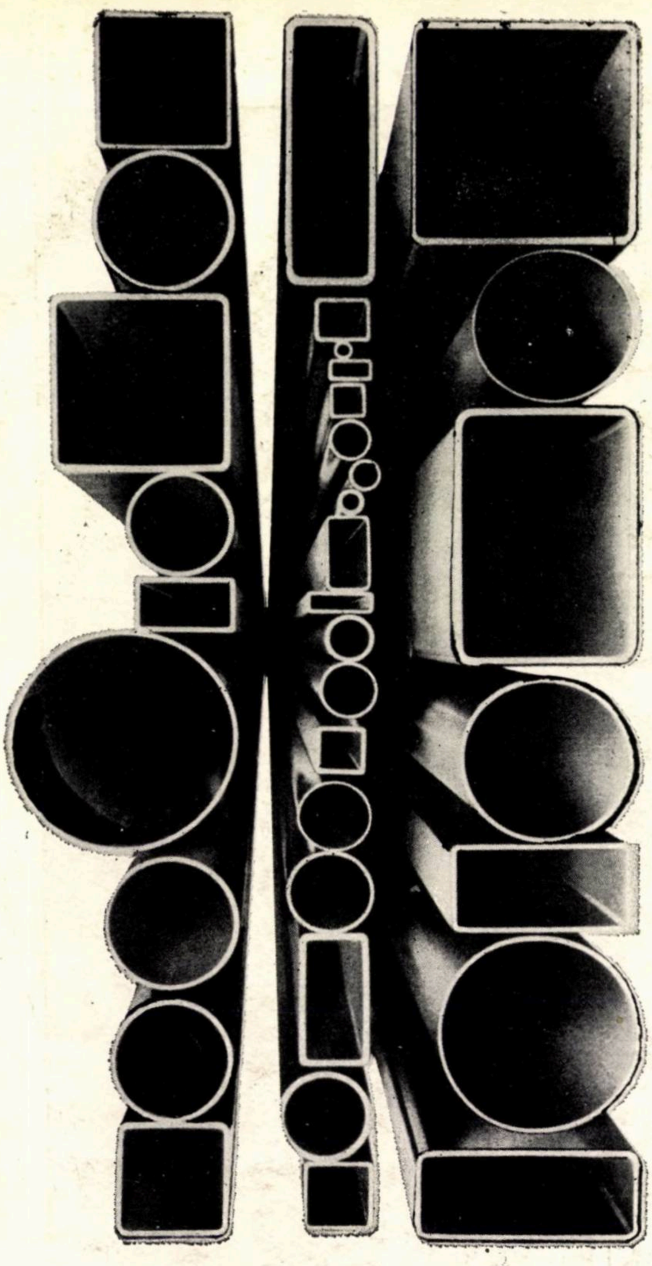
MAŞINI ŞI INSTALAŢII DE TURNĂTORIE

- cuptoare de uscare cu pat fluidizat pentru amestecuri de formare
- aeratoare, site şi separatoare
- malaxoare pentru amestecuri de formare şi de miezuri
- maşini de formare cu îndesare prin scuturare şi maşini de formare prin proiecţia amestecului
- cubilouri cu vînt cald şi rece
- grătare vibratoare de dezbatere
- maşini de sablare şi de hidrosablare
- instalaţii de manipulare şi de transport pneumatic
- aparatură de laborator
- linii de formare cu amestecuri de formare lichide şi fiabile cu autoîntărire
- regenerarea amestecurilor de bentonită
- regenerarea amestecurilor furanice



CENTROZAP

PUBLICOM



ÎNTREPRINDEREA METALURGICĂ IAŞI

1980 AUG 11

PRODUCE ŞI LIVREAZĂ :

- Ţevi din oţel sudate longitudinal pen
instalaţii de apă, gaz, abur, de la 3/8" —
conform STAS 7656 — 76

- Ţevi din oţel sudate longitudinal pen
construcţii metalice, aparate, utilaje
conducte de la 17,2 la 219,1 mm, confo
STAS 7657 — 77

- Ţevi de precizie din oţel suda
longitudinal, trase sau laminate la rec
pentru construcţii metalice sau construc
de maşini, conform STAS 8726—77

- Ţevi pătrate şi dreptunghiulare d
oţel pentru construcţii metalice şi co
strucţii de maşini, conform STAS 7941—7

- Profile deschise din bandă de oţel formate la rece: U c
aripi egale şi neegale STAS 7835/1—76, 7835/2—77, 8610—76
Cornier cu aripi egale şi neegale STAS 7836/1—76, 7836/2—77
8250—78. Z cu aripi egale şi neegale STAS 8296—78, 8609—77
Omega cu aripi egale STAS 8367—77. T cu aripi egal
STAS 8249—74. Profile pentru tîmplărie metalică STAS 9842—72
Profile speciale, conform STAS 8426—76, utilizate pentru con-
strucţii metalice sau construcţii de maşini

TEPRO

ŞOS. ŢUŢORA, NR. 132; TEL. 30322, 30220;
TELEX 22268 TEPRO — R

E 3280

METALURGIA

3

METALURGIA • BUCUREȘTI • ANUL XXXII • NR. 3 • MARTIE 1980

ÎNTREPRINDEREA DE ŢEVI REPUBLICA

BUCUREŞTI ● B-dul Muncii nr. 256 ● Telefon 43 09 50

PRODUCE

Ţevi din oţel fără sudură laminate la cald, laminate la rece sau trase la rece, cu diametrul exterior pînă la 6 5/8 inci inclusiv :

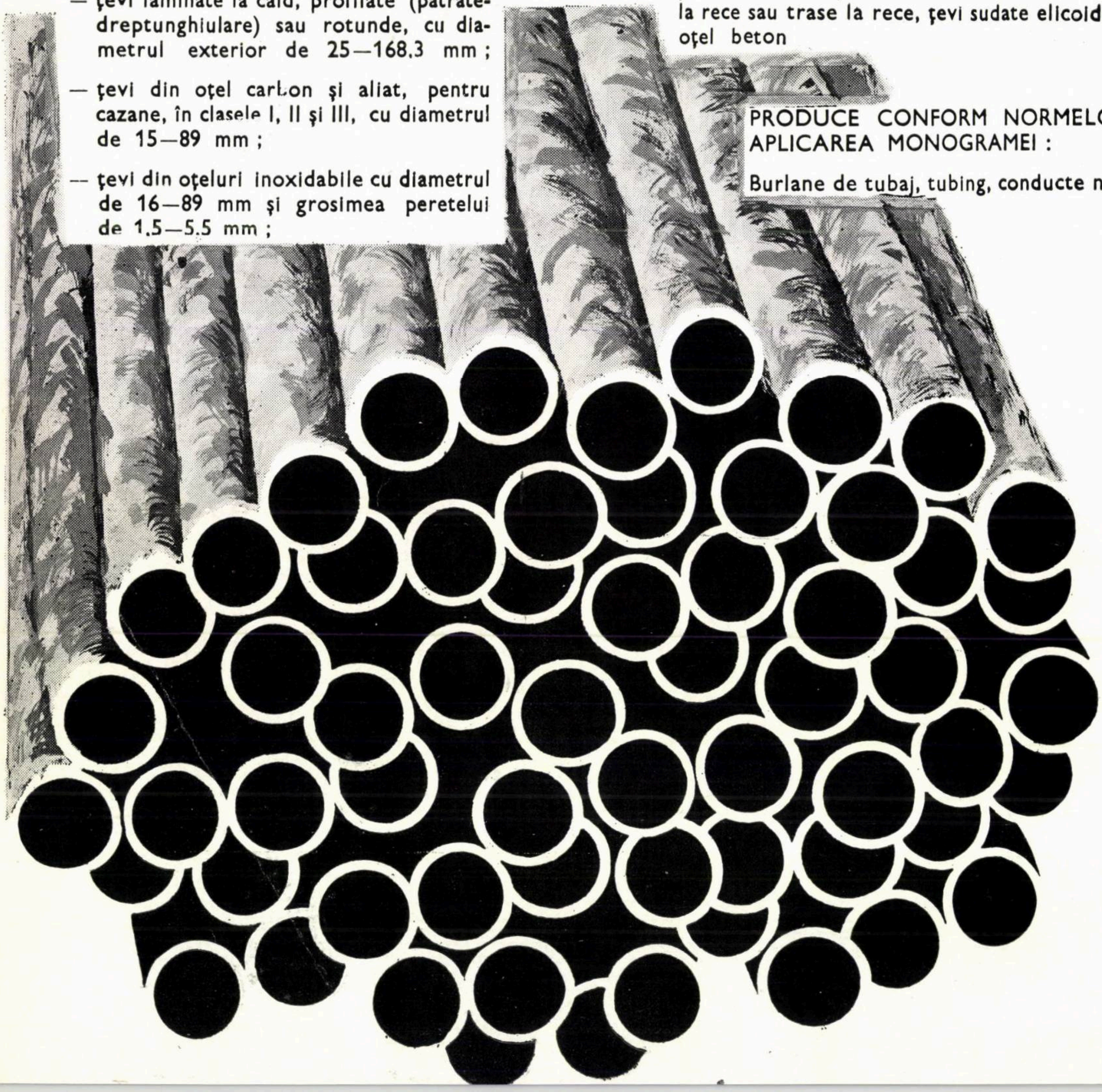
- pentru industria petrolieră : burlane de tubaj, ţevi extracţie-tubing, prăjini de foraj cu racorduri sudate, conducte
- pentru prospecţiuni geologice : burlane de tubaj, prăjini de foraj, prăjini de antrenare, carotiere
- pentru construcţii şi construcţii de maşini :
  - ţevi trase sau laminate la rece, profilate sau rotunde, cu diametrul exterior de 5—80 mm ;
  - ţevi laminate la cald, profilate (pătrate-dreptunghiulare) sau rotunde, cu diametrul exterior de 25—168,3 mm ;
  - ţevi din oţel carbon şi aliat, pentru cazane, în clasele I, II şi III, cu diametrul de 15—89 mm ;
  - ţevi din oţeluri inoxidabile cu diametrul de 16—89 mm şi grosimea peretelui de 1,5—5,5 mm ;
- pentru conducte magistrale de gaze naturale şi ţiţei, conducte de apă, construcţii metalice : ţevi sudate elicoidal, cu diametre de 250—1 600 mm şi lungimi cuprinse între 6 şi 12 m
- pentru construcţii, construcţii metalice sau construcţii de maşini : oţel beton, oţel rotund, sîrmă, cuie

EXPORTĂ

— Burlane de tubaj, tubing, conducte petroliere, prăjini de foraj cu racorduri sudate, ţevi pentru construcţii laminate la cald, laminate la rece sau trase la rece, ţevi sudate elicoidal, oţel beton

PRODUCE CONFORM NORMELOR API CU APLICAREA MONOGRAMEI :

Burlane de tubaj, tubing, conducte netede



METALURGIA

Anul 32 Nr. 3 martie 1980

CUPRINS

Urseanu, A., Sîrbu, N. şi *Bocean, V.:* **Experimentări privind utilizarea peletelor din cenuşi de pirită în furnale** 109

Pilly, N.: **Unele aspecte tehnologice la utilizarea în furnal a minereurilor mărunte** 113

Catrinoiu, C.: **Studiul călibilităţii oţelului de marca OLC 45 AT, elaborat în cuptoare Martin** 118

Dinescu, L., Crăciun, Şt. şi *Popescu, Mihaela:* **Fabricarea fontelor cu grafit vermicular, cu controlul şi corectarea operativă a formei grafitului** 124

Ripoşan, I., Sofroni, L. şi *Chişamera, M.:* **Cercetări privind comportarea la oxidare şi şoc termic a fontelor cu grafit vermicular** 134

Nicolae, A., Nedeff, I. şi *Vlad, C.:* **Încercări experimentale de îmbunătăţire a aşchiabilităţii fontelor albe prin aliere cu cupru** 141

Popovici, Vl., Şontea, S. şi *Cernea, N.:* **Cercetări experimentale privind calitatea straturilor încărcate pentru recondiţionarea unor piese din industria materialului rulant** 145

Oprea, Fl., Taloi, D. şi *Constantin, I.:* **Echilibrul fazic în sistemele sulfuroase la topirea concentratelor cuproase într-un singur agregat** 148

Atanasiu, N.: **Influenţa vitezei de deformare asupra comportării la deformare plastică a titanului** 153

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Pîrvu, G.: **Tendinţe noi în fabricarea benzilor din oţel pentru ambutisare. Benzi pentru ambutisare cu rezistenţă ridicată, de tip bifazic şi benzi pentru ambutisare foarte adîncă stabilizate interstiţial, recoapte continuu** 158

COLEGIUL DE REDACŢIE

LAURENTIE SOFRONI — preşedinte, CEZAR AVRAM, GHEORGHE BUJGOI, ALEXANDRU CIOROGARU, SORIN CÎNDEA, ANTONICĂ DIJMĂRESCU, CONSTANTIN DRAGOMIR, IANCU DRĂGAN, ION DRĂGAN, DAN DULAMĂ, TRAIAN DUMITRESCU, SUZANA GĂDEA, GHEORGHE GHEORGHIU, VASILE GROSU, CONSTANTIN IONESCU, VICTOR MIHU, ION MOLDOVAN, NICOLAE MURGULEŢ, FLOREA OPREA, IGINIO PAVONI, MIRCEA PENESCU, MIRCEA POPOVICI, ION PRISECARU, ŞTEFAN RĂDVAN, CORNEL RIZESCU, MARIA SAVU, CLAUDIU ŞTEFĂNESCU, SILVIA VACU, VASILE VĂZDĂUŢEANU, VASILE VULCU

Redactor : G. COJOCARIU
Tehnoredactor : EC. CHIPARIZOPOL

„Cititorii din străinătate se pot abona adresindu-se la ILEXIM Departamentul Export-Import Presă, P.O. Box 136—137, telex : 11226, Bucureşti, str. 30 Decembrie nr. 3“

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice şi al Consiliului Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacţia ş administraţia, Bucureşti, str. Mendeleev 21—25, Sector 1 Telefon : 59.49.90. Revista este editată de ICEM — O.I.D Instituţiile pot achita abonamentele în contul nostru de virament nr. 30.15.0.01.01.B.N. — R.S.R. — filiala sector VI - Institutul de cercetări metalurgice. Tarif pentru întreprinderi : lei 150 anual ; tarif pentru abonamente individuale 48 lei anual. Costul unui exemplar : lei 5. Tiparul — Întreprinderea poligrafică „Informaţia“, str. Brezoianu, nr. 23—2
Bucureşti

„Taxele poştale achitate conform aprobării D.G.P.T
nr. 137/5462/1979“

I.P.I. c. 1825

42 40

CONTENTS

C : 669.162.2 : 661.242.2

Urseanu, A., Sirbu, N. and *Bocean, V.* : **Experiments on use of pyrite dross pellets in blast furnaces**

The use of pyrite dross pellets had not led to significant variations in specific coke rate value but had contributed to the increase of arsenic content by 0,0096 % and of copper content by 0,0092 %.

During experiments the authors noticed an increase of lead vapor concentrations in the tapping hole area for cast iron of up to 9 times in comparison with the acceptable value.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 3, p. 109–112

DC : 669.162.12

Pilly, N. : **Certain technological aspects of the use of fines in blast furnaces**

The author describes the major technological implications which appear in small blast furnaces during the introduction of fines in blast furnaces. The increase of fines ratio in charge led to an instability of furnace operation, causing troubles in gas circulation and charge lowering. However, due to the increase of thermochemical gas use grade, good results could be obtained in the daily cast iron production and specific coke rate.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 3, p. 113–117

DC : 539.54 : 669–141.243

Catrinoiu, C. : **Study on quench hardenability of OLC 45 AT steel grade obtained in open hearth furnaces**

The paper presents the results of quench hardenability tests on 57 steel charges obtained in 100t open hearth furnaces.

As a result of tests, a type of steel with a narrower range of hardenability may be obtained by means of several corrections of manufacturing technology.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 3, p. 118–123

DC : 669.16 : 661.666.2

Dinescu, L., Crăciun, Şt. and *Popescu, Mihaela* : **Control and efficient correction of graphite shape in vermiculary graphite cast iron manufacturing**

The paper presents the iron making technology used to obtain vermiculary graphite cast iron, with the help of cerium modifying alloys as well as the control method of hot cast iron. The authors supply indications on the possibilities of correction before vermiculary graphite iron casting in moulds.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 3, p. 124–133

DC : 536.21 : 669.13

Riposan, I., Sofroni, L. and *Chişamera, M.* : **Researches on the oxydation and thermal shock of vermiculary graphite cast irons**

The paper deals with oxydation and thermal shock behaviour of vermiculary graphite cast irons, as compared to modular and lamellar graphite cast irons as well as in the case of different associated graphite types.

The previous wear of cast irons increases their susceptibility to oxydation.

During thermal shock load, the microcracks have different peculiarities, fonction of graphite type.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 3, p. 134–140

DC : 621.91 : 669.131.2

Nicolae, A., Nedeff, I. and *Vlad, C.* : **Experimental tests of improvement of white cast iron cutting properties by copper alloying method**

By means of experimental tests the authors demonstrate that copper alloying of white cast iron has a positive influence on breaking subprocesses in the cutting and material plastic deformation area; thus the cutting property is improved. Fonction of the cutting property index values, the authors notice that for copper alloying inferior results as compared to those obtained for sulphur, copper or selenium alloying, are obtained.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 3, p. 141–144

DC : 621.81.004.67

Popovici, Vl., Şontea, S. and *Cernea, N.* : **Experimental researches on the quality of charged layers for the reconditioning of parts necessary for railroad rolling stock industry**

The article analyses the structure and properties of the layers necessary for reconditioning worn parts, the adherence of layers to basic metal, in case of using two working processes : CO_2 shielded arc electric welding, MAG process without vibration and CO_2 shielded arc electric welding accompanied by vibration.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 3, p. 145–147

DC : 546.56 : 621 : 745

Oprea, Fl., Taloi, D. and *Constantin, I.* : **Phase equilibrium in sulphurous systems during copper content concentrates in a single equipement**

The paper deals with the equilibrium of slag – rich matte – gaseous phase systems which occur during copper concentrate processing in a single equipement, leading to rich mattes. On the basis of this equilibrium, the authors establish a thermodynamic model which allows to estimate copper concentration in slag, solubilized as oxide and sulphide, mechanically picked up.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 3, p. 148–152

DC : 539.374 : 669.295

Atanasiu, N. : **The influence of deformation speed on the plastic deformation behaviour of titanium**

The paper describes the effect of deformation speed on titanium strength and ductility characteristics for different temperatures.

The tensile trials have demonstrated that titanium has a reduced sensibility to low deformation speeds; on the contrary, for high levels of deformation speed the authors noticed a high sensibility of titanium.

Tensile strength and yield point increase at the same time as deformation speed, whereas ductility is higher for high deformation speeds.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 3, p. 153–157

DC : 669.14–418 : 621.983.3

Pirvu, C. : **New trends in steel-deep drawing strip manufacturing. High resistant biphasic deep drawing strips and very deep-drawing strips with interstitial stabilization and continuous annealing**

Metalurgia, 32, (1980), nr. 3, p. 158–165

INHALT

DK : 669.162.2 : 661.242.2

Urseanu, A., Sîrbu, M. und *Bocean, V.* : **Untersuchungen über den Einsatz der Pellets aus Eisenkiesasche im Hochofen**

Durch den Einsatz der Pellets aus Eisenkiesasche sind keine wichtigen Veränderungen im spezifischen Koksverbrauch festgestellt worden, jedoch ist der Arsengehalt im Gusseisen mit 0,0096 % und der Kupfergehalt mit 0,0092 % gestiegen.

In der Untersuchungsperiode ist eine 9 mal höhere Bleidampfkonzentration beim Abstichloch festgestellt worden.

Metalurgia 32 (1980), nr. 3, p. 109–112

DK : 669.162.12

Pilly, N. : **Einige technologische Angaben über den Einsatz von Kleinerz im Hochofen**

In der Arbeit wird die Verfahrenstechnik beim Einsatz von Kleinerz in Hochöfen beschrieben. Mit der Steigerung des Anteils an Kleinerz im Hochofeneinsatz sind Störungen im Gasumlauf und beim Absinken des Einsatzes im Hochofen festgestellt worden. Wegen Steigerung des wärmechemischen Nutzungsgrades der Gase sind gute Ergebnisse erzielt worden auch beim spezifischen Koksverbrauch.

Metalurgia 32 (1980), nr. 3, p. 113–117

DK : 539.54 : 669.141.243

Catrinoiu, C. : **Studium über die Härtung des im SM-Ofen hergestellten Stahles OLC 45 AT**

Es werden die Untersuchungsergebnisse angeführt über die Härtung der in 100 t SM-Öfen hergestellten Stähle.

Aus den Untersuchungen geht hervor dass durch die Verbesserung der Herstellungstechnologie ein Stahl mit einer engeren Härtungspalette hergestellt werden kann. Somit werden Teile mit verbesserten mechanischen Eigenschaften erreicht.

Metalurgia 32 (1980), nr. 3, p. 118–123

DK : 669.16 : 661.666.2

Dinescu, L., Crăciun, Şt. und *Popescu, Mihaela* : **Herstellung von Gusseisen mit Vermikulargraphit, mit Prüfung und Berichtigung der Graphitform**

Es wird die Herstellungstechnologie für Gusseisen mit Vermikulargraphit, mit Hilfe von Impfmitteln auf Zerbasis und die Prüfung des flüssigen Gusseisens, beschrieben.

Zugleich werden die Möglichkeiten angeführt für die Berichtigung der Graphitform vor dem Giessen in die Form.

Metalurgia 32 (1980), nr. 3, p. 124–133

DK : 536.21 : 669.13

Ripoşan, I., Sofroni, L. und *Chişamera, M.* : **Untersuchungen über das Verhalten der Gusseisen mit Vermikulargraphit bei der Oxydation und Wärmestoss**

Die Arbeit beschreibt das Verhalten der Gusseisen mit Vermikulargraphit bei Oxydation und Wärmestoss, im Vergleich zu Gusseisen mit Kugel-und Lamellengraphit und bei der Kombination verschiedener Graphitformen.

Der Gusseisenverschleiss vergrössert die Empfindlichkeit dieser Gusseisen bei der Oxydation.

Während der Wärmestossbeanspruchung haben die Mikrorisse verschiedene Formen, nach der Graphitform.

Metalurgia 33 (1980), nr. 3, p. 134–140

DK : 621.91 : 669.131.2

Nicolae, A., Nedeff, I. und *Vlad, C.* : **Experimen suchungen für die Verbesserung der Zerspanbarkeit der eisen durch Legierung mit Kupfer.**

Die Untersuchungen haben bewiesen dass die Legie der Weisseisen mit Kupfer die Risserscheinungen in Zerspanungszone und in der plastischen Verformungszo günstig beeinflussen.

Es wurde festgestellt dass durch Legierung mit Schwefel, Kupfer oder Selenium bessere Zerspanungseigenschaften erzielt wurden.

Metalurgia 32 (1980), nr. 3, p. 141–144

DK : 621.81.004.67

Popovici, Vl., Şontea, S. und *Cernea, N.* : **Untersuchungen über die Qualität der Auflageschichten für die Wiederinstandsetzung einiger Teile aus der Rollmaterialindustrie**

In der Arbeit werden das Gefüge und die Eigensckaften der Auflageschichten analysiert und die Haftstärke dieser Schichten auf das Grundmetall gezeigt. Die Wiederinstandsetzung wurde durch Elektroschweissung mit CO_2—Lichtbogenschutz, durch MAG – schweissen ohne Schwingung und Elektroschweissung mit Schwingung, durchgeführt.

Metalurgia 32 (1980), nr. 3, p. 145–147

DK : 546.56 : 621.745

Oprea, Fl., Taloi, D. und *Constantin, I.* : **Phasengleichgewichte in Schwefelsystemen beim Schmelzen der Kupferkonzentrate in einem einzigen Aggregat**

Es wird das Gleichgewicht im System Schlacke-reicher Steinkupfer-Gasphase beschrieben, welches bei der Verarbeitung der Kupferkonzentrate in einem Aggregat auftritt.

Nach diesem Gleichgewicht wird ein thermodynamisches Modell erarbeitet, nach dem die Kupferkonzentration in der Schlacke abgeschätzt wird.

Metalurgia 32 (1980), nr. 3, p. 148–152

DK : 539.374 : 669.295

Atanasiu, N. : **Einfluss der Verformungsgeschwindigkeit auf die Widerstandseigenschaften und die Zähigkeit des Titans bei verschiedenen Temperaturen**

Die Ziehversuche haben bewiesen dass die Empfindlichkeit des Titans kleiner ist bei geringeren Verformungsgeschwindigkeiten, jedoch mit der Steigerung der Geschwindigkeit wächst. Der Risswiderstand und die Fliessgrenze wachsen durch die Steigerung der Verformungsgeschwindigkeit, jedoch ist die Zähigkeit grösser bei höheren Verformungsgeschwindigkeiten.

Metalurgia 32 (1980), nr. 3, p. 153–157

DK : 669.14–418 : 621.983.3

Pirvu, G. : **Neue Tendenzen bei der Herstellung der Tiefziehbänder.**

Tiefziehbänder mit hohem Widerstand und interstitiell stabilisierte kontinuierlich geglühte Tiefziehbänder.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 3, p. 158–165

SOMMAIRE

CD : 669.162.2 : 242.2

Urseanu A., Sirbu, N. et *Bocean, V.* : **Expérimentations concernant l'utilisation des pellets de cendres de pyrite dans les hauts fourneaux**

L'utilisation de pellets de cendres de pyrite n'apporte pas des variations importantes de la valeur de consommation spécifique de coke, mais conduit à l'augmentation de la teneur en arsenic de la fonte de 0,0096 % et de celle en cuivre de 0,0092 %.

Pendant la période d'expérimentation, on a constaté une augmentation de la concentration de vapeurs de plomb dans la zone de l'oriffice de fonte de maximum 9 fois par rapport à la valeur admisible.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 3, p. 109–112

CD : 669.162.12

Pilly, N. : **Quelques aspects technologiques de l'utilisation dans le haut fourneau des fines de minerai**

On décrit les principales implications technologiques survenues dans les hauts fourneaux à capacité réduite pendant le chargement des fines de minerai. A cause de l'augmentation de la proportion des fines de minerai, le fonctionnement des hauts fourneaux est devenu instable, en apparaissant des perturbations dans la circulation des gaz et la circulation de descente de la charge.

Cependant, par l'augmentation du degré d'utilisation thermo-chimique du gaz, on a obtenu de bons résultats concernant la production quotidienne de fonte et la consommation spécifique de coke.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 3, p. 113–117

CD : 539.54 : 669.141.243

Catrinoiu, C. : **Étude de la trempabilité de l'àcier OLC 45 AT, élaboré dans des fours Siemens-Martin**

L'ouvre présente le résultat des essais de trempabilité effectués sur 57 charges d'acier, élaborées dans des fours Siemens – Martin de 100 t.

Apres les essais on a constaté qu'en faisant certaines corrections dans la technologie de fabrication, on peut obtenir un acier avec une bande de trempabilité plus étroite et par conséquant, les caractéristiques mécaniques des pièces soumises à un traitement thermique seront plus homogènes.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 3, p. 118–123

CD : 669.16 : 661.666.2

Dinescu, L., Crăciun, Șt. et *Popescu, Mihaela* : **Le contrôle et la correction opérative de la forme du graphite pendant la fabrication des fontes à graphite vermiculaire**

L'article présente la technologie de fabrication des fontes à graphite vermiculaire en utilisant des alliages modificateurs à base de cérium et la méthode de contrôle de la fonte liquide en indiquant les possibilités de correction avant le moulage de la fonte à graphite vermiculaire.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 3, p. 124–133

CD : 536.21 : 669.13

Ripoșan, I., Sofroni, L. et *Chișamera, M.* : **Recherches concernant le comportement des fontes à graphite vermiculaire à l'oxydation et au choc thermique**

Le but de ce travail a été d'étudier le comportement à l'oxydation et au choc thermique des fontes à graphite vermiculaire par comparaison aux fontes à graphite nodulaire et lamellaire, ainsi que dans des conditions d'association des diverses formes de graphite.

L'usure préalable des fontes augmente leur sensibilité à l'oxydation. Pendant les sollicitations au choc thermique, l'apparition des microcriques présente des particularités en fonction du type de graphite.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 3, p. 134–140

CD : 621.91 : 669.131.2

Nicolae, A., Nedeff, I. et *Vlad, C.* : **Essais expérimentaux pour l'amèlioration de l'usinabilité des fonte blanches par l'alliage avec du cuivre**

Par des essais expérimentaux on montre que l'alliage des fontes blanches avec du cuivre a une influence positive sur les processus de rupture dans la zone de coupe et de déformation plastique du matériel, conduisant à l'amélioration de l'usinabilité.

Selon les valeurs de l'indice d'usinabilité, on contate que par l'alliage avec du cuivre on obtient des résultats inférieurs à ceux obtenus par l'alliage avec du soufre, cuivre ou sélénium.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 3, p. 141–144

CD : 621.81.004.67

Popovici, Vl., Șontea, S. et *Cernea, N.* : **Recherches expérimentales concernant la qualité des couches rechargées par soudage pour le réconditionnement des certaines pièces du matériel roulant**

L'article analyse la structure et les propriétés des couches déposées par soudage pour réconditionner les pièces usées, l'adhérence des couches au métal de base dans le cas de l'utilisation de deux méthodes de travail : le soudage à l'arc en atmosphère de bioxyde de carbone, le processus MAG sans vibration et le soudage à l'arc protégé en atmosphère de bioxyde de carbone avec vibration.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 3, p. 145–147

CD : 546.56 : 621 : 445

Oprea, Fl., Taloi, D. et *Constantin, I.* : **L'équilibre phasique dans les systèmes sulfureux pendant la fusion des concentrés cuivreux dans un seul agrégat**

L'oeuvre traite sur l'équilibre des systèmes laitier – matte riche – phase gazeuse qui apparaît pendant le traitement des concentrés cuivreux dans un seul agrégat ayant comme but l'obtention des mattes riches.

En considérant comme element principal l'équilibre de ce système, on établit un modèle thermodynamique qui permet d'estimer la concentration du cuivre dans le laitier, solubilisé en oxyde et sulfure, respectivement entraîné mécaniquement.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 3, p. 148–152

CD : 539.374 : 669.295

Atanasiu, N. : **L'influence de la vitesse de déformation sur le comportement à la déformation plastique du titane**

On décrit l'effet de la vitesse de déformation sur les caractéristiques de résistance et de ductilité du titane aux diverses températures.

Les essais de traction ont montré que le titane présente une faible sensibilité aux vitesses de déformation réduites, mais aux niveaux élevés de déformation on constate une accentuation prononcée de la sensibilité du titane.

La résistance à la rupture et la limite d'écoulement augmentent en même temps que la vitesse de déformation. Par contre, la ductilité est plus élevée quand les vitesses de déformation sont élevées.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 3, p. 153–157

CD : 669.14–418 : 621.983.3

Pirvu, G. : **Tendances nouvelles dans la fabrication du feuillard en acier pour emboutissage. Feuillards à haute résistance de type biphasique pour emboutissage et feuillards pour emboutissage profond à stabilisation interstitielle et à recuit continu**

Metalurgia, 32 (1980), nr. 3, p. 158–165

СОДЕРЖАНИЕ

ДК: 669.162.2 : 661.242.2

Урсеану, А., Сырбу Н. и Бочеан, В.: **Исследования, касающиеся использования окатышей из пиритных огарок в доменной печи**

В следствии использования окатышей из пиритных огарок не были обнаружены существенные вариации в величие удельного расхода кокса, но увеличилось содержание мышьяка в чугуне на 0,0096% и меди на 0,0092%.

В периоде эксперимента наблюдалось увеличение концентрации свинцовых паров в зоне чугунного отверстия до девяти раз по сравнению с допускаемой величиной.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 3, p. 109–112

ДК: 669.162.12

Пилли, Н.: **Некоторые технологические аспекты использования в доменной печи мелкой руды**

В работе описаны основные технологические результаты, возникающие в доменной печи малой ёмкости при обработке мелкой руды. С ростом пропорцией в нагрузке мелкой руды, действие доменных печей стало неустойчивым, проявлясь нарушения в циркуляции газов и спуск загрузки. Несмотря на это, благодаря повышению степени термо-химического газа были получены хорошие результаты при суточном производстве чугуна и при удельном расходе кокса.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 3, p. 113–117

ДК: 539.54 : 669.141.243

Катриною, К.: **Изучение прокаливаемости стали марки ОЛК 45 АТ, выплавляемая в мартеновских печах**

В работе представлены результаты испытаний на прокаливаемость, проведенных на 57 стальных плавках, выплавляемых в 100 т мартеновских печах.

После проведенных испытаний было выяснено, что благодаря применению некоторых изменений в технологии производства можно получить сталь, у которой полоса прокаливаемости более узкая, что ведёт к получению некоторых более гомогенных механических характеристик термообработанных деталей.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 3, . 118–123

ДК: 669.16 : 661.2

Динеску, Л., Крэчюн, Шт., и Попеску, Михаела: **Производство чугуна с вермикулитным гафитом с контролем и оперативным исправлением формы графита**

Статья представляет технологию получения чугунов с вермикулитным графитом используя модификационные сплавы на основе церия и метод контроля чугуна в жидком состоянии с указаниями на возможности исправления перед отливкой в формы чугуна с вермикулитным графитом.

Metalurgia 32 (1980), nr. 3, p. 1 4–133

ДК: 536.21 : 669.13

Рипошан, И., Софрони, Л. и Кишамера, М.: **Исследования, касающиеся поведения при окислении и термическом ударе чугуна с вермикулитным графитом**

В работе исследовано поведение при окислении и термическом ударе чугунов с вермикулитным графитом в сравнении с чугунами с вермикулитным и пластинчатым графитом, а также и в условиях ассоциации различных форм графита.

Предварительный износ чугунов повышает чувствительность этих при окислении. Во время усилия термического удара образование микротрещин представляют особенности, в зависимости от типа графита.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 3, p. 134–140

ДК: 621.91 : 669.131.2

Николае, А., Недефф, И. и Влад, К.: **Испытания улучшения резания белых чугунов легированием с медью**

Экспериментальными испытаниями доказывается, что легирование с медью белых чугунов положительно влияет на побочные процессы разрыва в зоне резания и пластической деформации материала, получая улучшение резания. По величинам коэффициента резания устанавливается, что при легировании с медью получается более низкие результаты по сравнению с теми полученными легированием, с серой, медью или селеном.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 3, p. 141–144

ДК: 621.81.004.67

Поповичь, В., Шонтя, С. и Чернеа, Н.: **Экспериментальные исследования, касающиеся качества наведенных слоев для восстановления некоторых деталей из промышленности подвижного состава**

Статья анализирует структуру и свойства наведенных слоев для восстановления изношенных деталей, сцепление слоёв с основным металлом, в случае использования двух способов работы: электросварка с охраной дуги в углекислом газе; процесс МАГ без вибрации и электросварка с охраной в углекислом газе с вибрацией.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 3, p. 145–147

ДК: 546.56 : 621.745

Опреа, Ф., Талой, Д. и Константин, И.: **Фазовое равновесие в сернистых системах при плавках медных концентратов в одном агрегате**

Работа трактует равновесие систем шлак-богатый штейн-газовая фаза, появляющееся при обработки медных концентратов в одном агрегате, с получением богатых штейнов. На основе равновесия этой системы устанавливается термодинамическая модель, позволяющая оценить концентрацию меди в шлаке, растворимая как окисел и сульфуд, либо увлеченная механически.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 3, p. 148–152

ДК: 539.374 : 669.295

Атанасиу, Н.: **Влияние скорости деформации на поведение титана при пластической деформации**

В работе описывается эффект скорости деформации на характеристики сопротивления и тягучести при различных температурах.

Проведенные испытания на растяжение доказали, что титан представляет пониженную чувствительность при уменьшенных скоростях деформации, но при высоких уровнях скорости деформации констатируется заметное увеличение чувствительности титана.

Сопротивление на разрыв и предел текучести возрастают с увеличением скорости деформации, а за то склонность больще при повыщенных скоростях деформации.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 3, p. 153–157

ДК: 669.14–418 : 621.983.3

Пырву, Г.: **Новые тенденции в производстве стальных полос для вытяжки. Полосы для вытяжки с повышенной прочностью двухфазного типа и полосы для сверхглубокой вытяжки, стабилизированные зазором непрерывно отожжïнные.**

Metalurgia, 32 (1980), nr. 3, p. 158–165

METALURGIA 3

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ȘI AL CONSILIULUI NAȚIONAL AL INGINERILOR ȘI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA 1980

Ing. A. Urseanu, ing. N. Sîrbu și ing. V. Bocean
Combinatul siderurgic — Reșița

Experimentări privind utilizarea peletelor din cenuși de pirită în furnale

CZ : 669.162.2 : 661.242.2

În general folosirea peletelor la furnal prezintă o serie de avantaje rezultate în urma experimentărilor efectuate pe plan mondial.

Una din cauzele care au determinat creșterea producției de pelete și care dealtfel influențează și în continuare evoluția ascendentă a peletizării minereurilor de fier este tendința de utilizare în furnal, într-o pondere tot mai mare, a unor materiale sortate cu o granulație adecvată tehnologiei de elaborare a fontei.

Datorită granulației foarte fine a concentratelor de fier, inclusiv a cenușilor de pirită, care provoacă mari dificultăți în procesul de aglomerare pe bandă, este indicată transformarea lor în bucăți. Rezultă că singurul procedeu eficace pentru transformarea acestor cenuși de pirită într-un material cu granulație corespunzătoare ar fi procedeul de peletizare.

Utilizarea peletelor duce pe lîngă reducerea consumului specific de cocs și la creșterea productivității furnalului, datorită unei utilizări mai judicioase a volumului său util; totuși peletele experimentate sînt acide, impunînd folosirea calcarului în furnal, deci nu-și manifestă în totalitate caracterul pe care îl puteau avea în reducerea consumului specific de cocs.

Caracteristicile peletelor produse din cenuși piritice

Proprietățile peletelor în general pot fi clasificate în două categorii : chimice și fizice.

Tabelul 1

	Compoziția chimică, %											
	SiO_2	Fe	Fe_2O_3	Al_2O_3	CaO	MgO	Mn	P	S	Cu	Pb	PC
Cenuși de pirită	14,21—10,58	53,34—46,28	76—27	11,33—5,28	0,87—0,57	0,32—0,10	0,28—0,06	0,236—0,074	3,32—1,07	0,42	0,60	5,88—2,88

Fiecare din aceste proprietăți prezintă funcțiuni diferite în ceea ce privește comportarea lor în furnal. Suma lor indică eficiența din punct de vedere al utilizării lor în furnal ca înlocuitor parțial al unui minereu sau al aglomeratului.

Proprietăți chimice. Această proprietate este legată de compoziția chimică și anume de conținutul de fier, compoziția sterilului și reductibilitatea.

Compoziția chimică a peletelor depinde de compoziția chimică a minereurilor sau a minereului din care sînt produse. Astfel cenușa de pirită, care în anii trecuți s-a utilizat la fabrica de aglomerare, are compoziția chimică redată în tabelul 1.

Nu este redat conținutul de arsen, iar valorile pentru elementele nedorite (S, Cu, Pb etc.) prezintă valori mai mari în peletele care s-au experimentat.

De o importanță deosebită este conținutul de fier al peletelor, care în cazul de față este cuprins între 52,78 și 55,00 % și care ar trebui să contribuie la îmbunătățirea scoaterii.

Important pentru funcționarea furnalului este nu numai conținutul de fier al peletelor, ci și compoziția chimică a sterilului care formează zgura, concomitent și cu elementele dăunătoare proceselor metalurgice ca : arsen, plumb, zinc, cupru, sulf etc. În tabelul 2 este redată compoziția chimică medie a peletelor experimentate.

În vederea obținerii unei cantități normale de zgură care să asigure un mers uniform al furnalului, peletele trebuie să aibă un conținut de SiO_2 în limite cît mai mici, de preferință între 3 și 6 %.

Proprietăți fizice. Cea mai importantă proprietate fizică a peletelor este rezistența lor la compresiune, adică sarcina în kgf/peletă, necesară distrugerii acesteia.

Tabelul 2

	Compoziția chimică, %							
	Zn	Pb	Cu	As	S	Fe	SiO_2	CaO
Pelete din cenuși de pirită	0,05	0,02	0,063	0,30	1,04	53,59	8,16	5,29

Valorile determinate variază între 140 și 300 kgf/peletă, rezultînd o valoare medie de 209,2 kgf/peletă, depinzînd de mărimea peletei, iar peletele din U.R.S.S. consumate concomitent cu peletele din cenuși de pirită prezintă o rezistență la compresiune de 175 kgf/peletă, variind între 115 și 210 kgf/peletă.

Forma granulelor peletelor și repartiția pe mărimi a acestora oferă pentru reducere și

Tabelul 3

	Element	Înainte de experimentare	În timpul experimentării
Furnalul nr. 1	Pb mg/m^3	0,101	1,810
Furnalul nr. 1	ZnO mg/m^3	lipsă	1,0
Concentrația maximă admisă	Pb mg/m^3	0,200	
	ZnO mg/m^3	10	

Parametrii medii privind mersul furnalului

Tabelul 4

Indicator	U/M	Referință	Experimentare, media
Diferența la încărcătură	kg/t		−16,58
Scoaterea suplimentară de fontă	%		+4,45
Procent de aglomerat (din încărcătura totală)	%	74,58	79,832
Parametrii aerului insuflat:			
— debitul	Nm^3/h	59 679	63 021
— temperatura	°C	1 135	1 142
— presiunea la gît	kgf/cm^2	1,547	1,55
Producția zilnică	t/zi	1 011,67	989,83
Indice de utilizare	t/m^3zi	1,445	1,414
Consum suplimentar de gaz metan	Nm^3/t		+5,36
Compoziția fontei:			
— siliciu	%	0,76	0,710
— mangan	%	0,46	0,457
— sulf	%	0,035	0,031
— arsen	%	—	0,0207
— cupru	%	0,06	0,0698
Compoziția zgurei:			
— CaO	%	46,49	46,33
— SiO_2	%	37,35	37,96
— Al_2O_3	%	11,91	11,34
Bazicitatea zgurei	CaO/SiO_2	1,245	1,220
Cantitatea de zgură	kg/t	555,12	590,02
Parametrii gazului de furnal:			
— presiunea	kgf/cm^2	0,598	0,52
— temperatura	°C	213	215
Compoziția chimică:			
— CO_2	%	14,4	14,2
— CO	%	24,2	23,7
— H_2	%	3,6	4,1
Granulația aglomeratului:			
0—5 mm	%	24,43	23,97
5—10 mm	%	32,64	32,25
+ 10 mm	%	42,93	43,77
Diferența la consum specific de cocs tehnic	kg/t		−22,14
Analiza aglomeratului:			
— Fe	%	52,03	50,30
— Cu	%	—	0,02
— S	%	—	0,053
— SiO_2	%	9,05	9,90
— CaO	%	12,95	13,50
Analiza peletelor din cenuși de pirită:			
— Zn	%		0,05
— Pb	%		0,03
— Cu	%		0,063
— As	%		—
— S	%		1,04
— Fe	%		53,59
— SiO_2	%		8,16
— CaO	%		5,29

trecerea gazului prin cuva furnalului condiţii mult mai bune faţă de situaţia de referinţă cînd nu se utilizează pelete. Domeniul granulaţiei medii a peletelor este mult mai restrîns în comparaţie cu cel al aglomeratului sau al minereurilor bucăţi clasate. Fracţia principală a peletelor este de 10—14 mm (cca. 85 %), restul fiind cuprins între 5 şi 10 mm.

Analiza noxelor (Pb) din mediul ambiant în perioada utilizării peletelor. În perioada experimentală cînd s-au utilizat pelete din cenuşi de pirită s-a determinat conţinutul de Pb şi ZnO din jurul atmosferei orificiului de fontă, obţinîndu-se valorile redate în tabelul 3.

Experimentări

La experimentările privind utilizarea peletelor din cenuşi de pirită, proporţia iniţială a fost de circa 4 %.

Deci în perioada experimentală s-a consumat în total o cantitate de 303 t pelete din cenuşi şi pirită.

În perioada experimentală mersul furnalului a fost normal, fără perturbări, agăţări, tasări sau opriri neplanificate.

Sistemul de încărcare folosit a fost :

K M M K : *K M M K*

(*K* — cocs ; *M* — minereu)

Nivelul de încărcare a furnalului a fost menţinut constant la circa 1,5 m.

Condiţiile de exploatare a furnalului în perioada experimentală au fost cele obişnuite, încărcătura constînd în principal din 79,83 % aglomerat autofondant propriu.

După introducerea peletelor din cenuşi de pirită în încărcătura furnalului nu s-a putut observa o tendinţă de modificare a profilului de lucru, avînd în vedere proporţia destul de mică (cca. 4 %) şi perioada scurtă a experimentărilor.

Consumurile specifice de materii prime şi parametrii principali de funcţionare a furnalului sînt date în tabelul 4.

Avînd în vedere că peletele din cenuşi de pirită s-au încărcat numai în furnalul nr. 1, pentru a se putea constata variaţia în ceea ce priveşte analiza chimică a fontei, în tabelul 5 se prezintă şi compoziţia fontei în perioada experimentală de la furnalul nr. 2.

În tabelul 6 se prezintă valoarea medie a arseniului şi a cuprului din melanjor din perioada experimentală.

Tabelul 5

	Furnalul nr. 1, media	Furnalul nr. 2, media
Compoziţia chimică, %		
As	0,0202	0,0106
S	0,0307	0,0437
Cu	0,0697	0,0605
Si	0,710	0,725
Mn	0,457	0,427

(continuare tabelul 5)

Tabelul 6

Analiza din melanjor

Cu, %	As, %
0,0500—0,07667	0,01400—0,16660

Interpretarea rezultatelor experimentale

În perioada experimentală anumite condiţii de funcţionare a furnalului nu au fost constante, ca atare au fost făcute anumite corecţii asupra consumului de cocs tehnic efectiv, pentru a scoate în evidenţă efectele înlocuirii parţiale a aglomeratului cu pelete din cenuşi de pirită asupra mersului furnalului.

Coeficienţii de corecţie a consumului specific de cocs la furnale s-au considerat cei indicaţi în tabelul 7.

Din compararea celor două perioade (experimentare şi referinţă) în condiţii de lucru cu circa 50 % din fierul necesar sub formă de aglomerat sau pelete, s-a constatat că prin înlocui-

Tabelul 7

Factorul care se modifică	Referinţă	Experimentare
Scoaterea de fontă ± 1 % scoatere= ∓2,5 % cocs (la consumul specific)		+4,45
± 1 %Si = ±60 kg cocs	0,76	0,710
		+3,10
± 1 %Mn= ± 20 kg cocs	0,46	0,457
		+0,60
Temperatura aerului ±100°C= ∓2 % cocs la consumul specific	1 135	1 142
		+0,7
Gaz metan suplimentar ±1 Nm³= ∓ 1 kg cocs		+5,36
Sulf în cocs ± 0,1 %= ±6 kg cocs	1,13	1,05
		+0,48
Cenuşă în cocs ± 1 %= ± 7 kg cocs	12,04	11,19
		5,95
Fracţia 0—5 mm aglomerat	24,43	23,97
± 1 %= ± 0,5 % cocs		+1,142
Total corecţii	—	21,682
Consum cocs tehnic efectiv, kg/t		—22,140

rea aglomeratului cu circa 4 % pelete de cenuşi de pirită nu au rezultat variaţii semnificative în valoarea consumului specific de cocs.

O concluzie importantă rezultată în urma utilizării peletelor din cenuşi de pirită este aceea că s-a mărit conţinutul de arsen al fontei cu 0,0096 % şi cel de cupru, cu 0,0092 %, producînd astfel, prin utilizarea fontei la elaborarea oţelului, o creştere a acestor elemente în oţel.

Plumbul şi zincul au fost prezentaţi în proporţie de 0,02 %, respectiv 0,05 %, zincul trece în gazul de furnal, condensează în partea superioară a furnalului, unde se depune pe pereţi, favorizînd formarea lipiturilor, contribuind şi la uzarea zidăriei cuvei.

Plumbul se adună în vatra furnalului uzînd zidăria, iar prin utilizarea în proporţii ridicate a peletelor poate conduce la perforarea creuzetului.

În perioada experimentală s-a constatat o creştere a concentraţiei de vapori de plumb în zona orificiului de fontă de pînă la nouă ori faţă de valoarea admisă de 0,200 mg Pb/m³ aer.

Influenţa cuprului şi arsenului asupra oţelurilor

Pentru stabilirea influenţei elementelor nedorite în oţel, în special a Cu şi As aduse cu fonta, în cazul folosirii în încărcătura furnalului a peletelor piritice, au fost analizate 78 şarje de diferite calităţi, reprezentînd perioada de referinţă, perioadă în care nu au fost folosite peletele (tab. 8), şi 38 şarje de oţel în care s-a folosit fonta produsă cu pelete, avînd un conţinut mai ridicat în aceste elemente, elemente care trec integral în oţelul elaborat.

Tabelul 8

	Furnalul nr. 1, media
Cu %	0,0697
As %	0,0202
	Furnalul nr. 2, media
Cu %	0,605
As %	0,0106

În timpul folosirii peletelor în încărcătura furnalului nr. 1, fonta produsă comparativ cu cea a furnalului nr. 2, la care nu s-au folosit pelete aşa cum reiese din tabelul 8, conţinutul de Cu în fontă arată o creştere de 15,2 %, iar cel de As, de 90,5 %.

În melanjor, datorită faptului că fonta provine din furnalele nr. 1 şi nr. 2, compoziţia chimică a fontei reprezintă valorile amestecului de fontă elaborată cu pelete piritice şi fontă fără pelete. Acest lucru conduce la compoziţia chimică a fontei din tabelul 9.

Tabelul 9

Fontă în melanjor, media					
Si, %	Mn, %	P, %	S, %	Cu, %	As, %
0,715	0,437	0,122	0,042	0,064	0,0153

Din analiza făcută asupra compoziţiei medii pe cele două perioade, conform datelor din tabelul 10, rezultă că conţinutul de Cu în oţelurile elaborate în perioada experimentală este de 0,195 % faţă de 0,188 % în referinţă, creştere nesemnificativă pentru influenţarea caracteristicilor mecanice ale oţelurilor. Valorile minime şi maxime ale cuprului în oţeluri se găsesc în domenii sensibil apropiate.

Tabelul 10

	Referinţă		Experimentare	
Element	Media	Ecart	Media	Ecart
Cu%	0,188	0,11–0,29	0,195	0,11–0,30
As%	0,0125	0,010–0,16	0,0127	0,011–0,017

Aceeaşi situaţie se prezintă şi asupra conţinutului de As, 0,0125 % în referinţă şi 0,0127 % în experimentare.

Conţinutul de cupru mai ridicat procentual în oţeluri faţă de fontă este adus de fierul vechi; peletele folosite nu au pus în evidenţă influenţe asupra calităţii oţelului.

Întrucît, pentru oţeluri, conţinutul de As conform STAS are valorile: max. 0,05 % As pentru OLC X; max. 0,06 % As pentru OL Cl 3–4; max. 0,07 % As pentru autoturisme, valorile de 0,0127 % As în experimentare faţă de 0,0125 % As în referinţă nu au prezentat influenţe asupra proprietăţilor mecanice ale oţelurilor elaborate, în cazul folosirii acestor pelete piritice în încărcătura furnalului la proporţia de aproximativ 4 %.

◆

N. Pilly
Întreprinderea „Victoria" — Călan

Unele aspecte tehnologice la utilizarea în furnal a minereurilor mărunte

CZ : 669.162.12

La aceeaşi valoare metalurgică, minereul mărunt destinat aglomerării este sensibil mai ieftin decît minereul bulgări utilizat în furnal. Minereul mărunt destinat aglomerării conţine şi fracţii mari, pînă la 25 mm, fracţii care nu se pot aglomera.

Pornind de la aceste considerente, prin separarea prin cernere a fracţiei >10 mm din minereul destinat aglomerării, s-a constatat că prin folosirea acestei fracţii la furnal, în locul minereului bulgări se vor obţine sensibile economii la cheltuielile pentru încărcătură, iar prin folosirea la fabricile de aglomerare a fracţiei <10 mm se preconiza o radicală îmbunătăţire a calităţii aglomeratului autofondant. Între timp, la toate fabricile de aglomerare din ţară a fost rezolvată îndepărtarea fracţiei >10 mm din minereurile mărunte destinate aglomerării, încît avantajul preconizat prin efectuarea acestei operaţii la staţia centrală de primire nu s-a mai produs. S-au realizat însă economiile scontate prin înlocuirea minereului bulgări cu minereu mărunt cernut, avînd granulaţia de bază >10 mm.

La furnalele întreprinderii „Victoria"-Călan cu volum util mic şi condiţii specifice de funcţionare, folosind din acest sort de minereu mărunt peste 25 % din încărcătura de minereu (în anul 1978 : 27,6 %), s-au făcut resimţite unele implicaţii tehnologice deosebite.

Furnalele elaborează fontă obişnuită şi specială de turnătorie realizînd o producţie specifică de 1,613 t/zi.m³ (V_r), cu o intensitate de ardere a cocsului de 1,029 $t(K_0)$/zi.m³(V_r), o scoatere din încărcătura netă (G_n) de $\zeta = 48{,}44\ \%$, un consum specific de cocs tehnic $K_0 = 637{,}7$ kg/t şi aer combinat cu 84,5 $m^3_0CH_4$/t fontă.

Furnalele secţiei 1 de furnale se caracterizează printr-un volum tehnologic util (cuprins între nivelul axului orificiului de evacuare a fontei şi nivelul superior mediu al încărcăturii din furnal) de 255,8 m³, volumul de deasupra planului axelor gurilor de aer, adică volumul reactorului în contracurent, fiind de $V_r = 228{,}8$ m³ şi înălţimea $h_r = 15{,}4$ m.

Numărul gurilor de aer a fost mărit în anul 1959 la $n = 2{,}5\ d$, reducîndu-se distanţa între ele la $\pi/2{,}5 \approx 1{,}25$ m. În acest fel, suprafaţa secţiunii orizontale a zonelor de oxidare, în raport cu suprafaţa creuzetului (A), a fost mărită în avantajul bunei circulaţii a gazelor prin încărcătură şi — mai tîrziu — al randamentului de utilizare a gazului metan din aerul combinat. Această suprafaţă „activă" se reduce cu creşterea diametrului creuzetului (d).

Pe de altă parte, supleţea reactorului în contracurent, exprimată prin raportul dintre înălţimea sa (respectiv a coloanei de materiale de deasupra gurilor de aer) şi diametrul mediu al acestuia, calculată cu relaţia (1), are valoarea 3,55, deci sensibil mai mare decît la furnalele mari unde, de exemplu, pentru un furnal cu volumul tehnologic util de 1 020 m³, $S = 3{,}04$.

$$S = \sqrt{\frac{h_r^3}{\frac{\pi}{4} V_r}} \qquad (1)$$

Furnalele nu lucrează cu presiune ridicată în spaţiul de lucru, respectiv la gura furnalului.

Ambele furnale sînt alimentate cu aer de la o singură suflantă, fapt care duce la perturbarea reciprocă a lor în special cu deschiderea clapei Snort.

Se aplică metoda de înlocuire parţială (peste 12 %) a cocsului, prin conversia gazului metan la gurile de aer. Temperatura medie a aerului este de circa 1 050°C. Încărcătura este compusă din minereuri, pelete, aglomerat şi o cantitate încă ridicată de calcar (în anul 1978 : 312 kg/t fontă). Cocsul de diverse provenienţe conţine în medie sub 0,9 % S.

Datele principale privind minereul mărunt cernut sînt date în tabelele 1 şi 2.

Tabelul 1

Caracteristici fizice

Compoziţia granulometrică % masă, mm				Masa în vrac, kg/m³	Perioada
>20	10...20	5...10	5		
11,46	75,05	7,72	5,77	2 251	Sem. 1.1978
12,35	77,36	5,68	4,66	2 275	Sem. 1. 1979

Tabelul 2

Compoziţia chimică

%								Perioada
SiO_2	Al_2O_3	CaO	MgO	Fe	Mn	P	S	
27,44	3,09	0,54	0,32	47,54	0,08	0,060	0,029	Sem. 1. 1978
22,19	3,72	0,75	0,41	48,61	0,13	0,082	0,035	Sem. 1. 1979

Caracteristic acestui minereu mărunt mai sînt variaţiile în compoziţia granulometrică — mult praf dacă minereul supus cernerii este umed — şi variaţiile mari în sens invers între SiO_2 şi Fe.

Prin folosirea acestui minereu în proporţie tot mai mare dar şi datorită altor condiţii nefavorabile, ce se vor prezenta în continuare, a scăzut permeabilitatea la gaze a încărcăturii din furnale, funcţionarea acestora a devenit instabilă, a crescut numărul de agăţări ale coloanei de materiale. Pentru a nu se realiza o reducere a producţiei, cu creşterea proporţiei de mărunt, s-a redus treptat nivelul de încărcare şi s-au aplicat sisteme de încărcare care favorizează circulaţia tot mai periferică a gazelor. Astfel nivelul superior mediu al încărcăturii a fost redus în final la circa 2,5 m sub normal (cca. 3,5 m sub conul mare în poziţia coborît). Supleţea coloanei de materiale a fost astfel redusă la $S = 2,89$.

Sistemele de încărcare folosite la furnalele mici ale I. V. Călan sînt date în tabelul 3.

Tabelul 3

Sisteme de încărcare

Nr.	Notaţia	
1	$MK\downarrow$	$KM\downarrow$
2	$KK\downarrow$	$MM\downarrow$
3	$K\downarrow$	$M\downarrow$
4		$MK\downarrow$
5	$5\ (KM\downarrow)$,	$25(MK\downarrow)$
6	$5\ (KM\downarrow)$,	$20(MK\downarrow)$
7	$5\ (KM\downarrow)$,	$15(MK\downarrow)$
8	$5\ (KM\downarrow)$,	$10(MK\downarrow)$
9	$10\ (KM\downarrow)$,	$10(MK\downarrow)$
10	$10\ (KM\downarrow)$,	$5(KM\downarrow)$
11	$15\ (KM\downarrow)$,	$5(MK\downarrow)$
12	$20\ (KM\downarrow)$,	$5(MK\downarrow)$
13	$25\ (KM\downarrow)$,	$5(MK\downarrow)$
14	$KM\downarrow$	

De regulă sistemele 4 şi 5 au efecte similare. La fel şi sistemele 13 şi 14.

Furnalul nr. 1 funcţionează numai cu sistemul de încărcare 14, iar furnalul nr. 2, cu sistemul 12 şi mai rar cu 14.

Furnalele reacţionează sensibil în cazul creşterii proporţiei de minereu mărunt sau al lărgirii benzii granulometrice a materialelor din încărcătură. Efectele sistemelor de încărcare, de exemplu ale sistemului $KM\downarrow$, mers periferic extrem şi creşterea necesarului de cocs (kg/t fontă) cu minimum 10% pentru menţinerea regimului termic, s-au anihilat, iar la încărcarea cu sistemul $MK\downarrow$ încărcătura devine inpenetrabilă.

La încărcarea $KM\downarrow$ cu nivelul de încărcare coborît, minereul devansează în cocs în timpul căderii şi se aşază puternic amestecat cu acesta. O asemenea aşezare cu nivelul încărcăturii, situat la 3 m sub conul mare în poziţia coborît, reiese din figura 1. Unghiul de taluz exterior a fost de 31°, iar cel interior, de 36°.

Încărcarea furnalelor la un nivel situat sub plăcile de protecţie a gurii furnalului a provocat distrugerea zidăriei, pe alocuri pînă la blindaj.

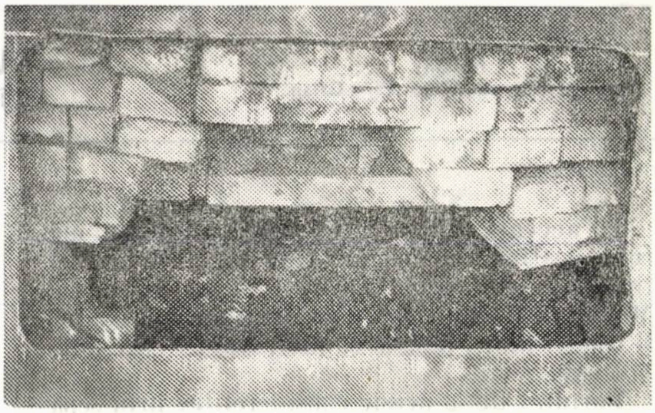


Fig. 1. Aşezarea materialelor la încărcarea $KM\downarrow$ avînd creasta la 3 m sub conul mare în poziţia coborît

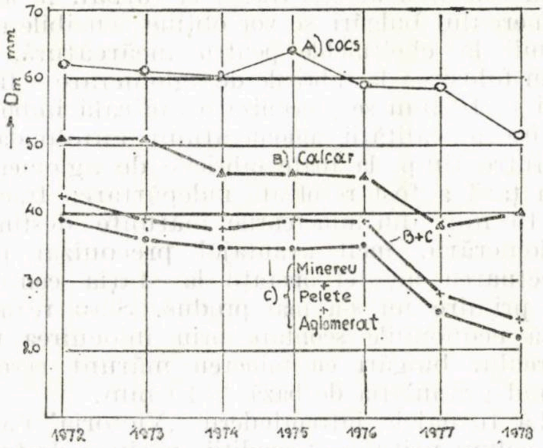


Fig. 2. Dimensiunea medie (D_m) a componenţilor încărcăturii

Prin creşterea proporţiei de minereu mărunt în ultimii doi ani a crescut raportul diametrului mediu $K : M$(K—cocs; M—minereu + pelete + + aglomerat + calcar) după cum reiese din următoarele date :

Anul	1972	1973	1974	1975	1976	1977	1978
K/M	1,46	1,55	1,58	1,78	1,50	2,08	2,10

Variaţia diametrului mediu al principalilor componenţi ai încărcăturii furnalelor pe aceeaşi perioadă este dată în figura 2. La o încărcătură uşor reductibilă (cca. 75% hidrohematit şi hematit uşor reductibil), o creştere a raportului $K : M$, ca urmare a creşterii diametrului mediu al cocsului (1975), a mărit permeabilitatea încărcăturii, iar numărul de tasări s-a redus la 43 pe furnal şi lună. Creşterea permeabilităţii încărcăturii cu creşterea proporţiei de cocs >40 mm a fost constatată şi la alte experimentări, dar şi o creştere a consumului specific de cocs dacă proporţia de cocs > 80 mm a depăşit 25% [1].

În anul 1979, cînd s-a început furnalizarea minereului mărunt, a crescut $K : M$ la 2,08, permeabilitatea încărcăturii s-a micșorat, iar numărul de tasări a crescut la 88 pe furnal și lună. Cu reducerea în continuare a granulației minereului, dar și a cocsului în anul 1978, deși raportul $K : M$ a rămas cu valoarea de 2,10, practic același ca în anul precedent, numărul de tasări a crescut la 5 537, respectiv la 231 pe furnal și lună.

Permeabilitatea încărcăturii scade și funcționarea furnalelor se înrăutățește mult dacă materialele din încărcătură, inclusiv cocsul, sînt sensibil mai umede și cînd separarea prafului prin cernere se reduce considerabil, iar în furnal minereurile argiloase colmatează.

În asemenea cazuri, coborîrea încărcăturii se face de regulă numai prin tasări. Uneori se înregistrează agățări grele cu scăderea debitului de aer la zero și la care oprirea coborîrii încărcăturii durează multe ore.

O exemplificare a efectului conținutului de umiditate asupra randamentului de cernere se dă în figura 3 pentru hidrohematitul indian prelucrat la stația proprie de concasare și sortare, cu un ciur vibrator din tablă perforată cu ochiuri

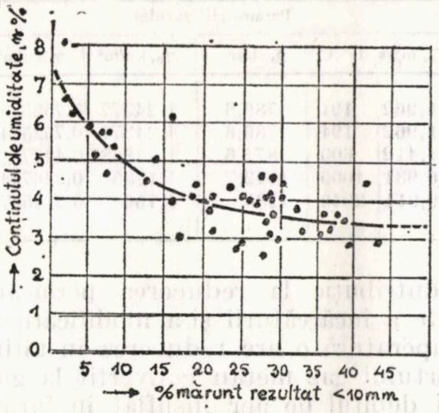


Fig. 3. Randamentul de cernere funcție w%

le Ø 10 mm. Conținutul de mărunt înainte de oncasare a fost de 17 kg/100 kg rezidu pe iur, iar înainte de cernere, 45 kg/100 kg reiduu pe ciur.

Funcționarea cu nivelul încărcăturii la 2,5 m ub normal micșorează volumul tehnologic til al furnalului cu aproape 10,5 % și prin nărirea spațiului de gaz se creează pericol de xplozie în timpul opririlor generale accidenale survenite, ca urmare a declanșării alimenării cu energie electrică.

Conducerea furnalelor a devenit dificilă: ucrînd deja cu sistemul de încărcare $KM\downarrow$, eglarea „de sus'' prin schimbarea sistemului de ncărcare, în diferite situații uzuale, cunoscute, u mai este posibilă. Pentru unele situații s-au ezvoltat alte tehnici.

Relația între permeabilitatea aparentă a ncărcăturii [2], și numărul de tasări (τ) reiese din valorile medii lunare obținute la furnalul nr. 1 pe perioada 1.I.1977–30.VI.1979, redate în figura 4.

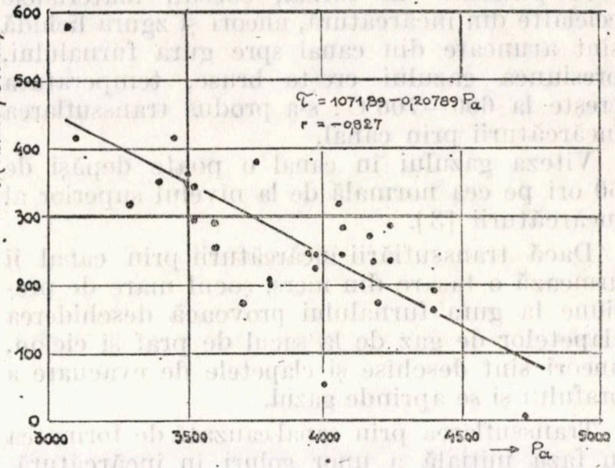


Fig. 4. Influența permeabilității aparente a coloanei de material asupra numărului de tasări

Permeabilitatea aparentă a încărcăturii (P_a) a fost calculată aici cu relația (2):

$$P_a = \frac{V_g}{A\sqrt{p_v^2 - p_g^2}} \qquad (2)$$

în care:

V_g este debitul de gaze rezultat la gda, $m^3{}_0/h$;

A — secțiunea creuzetului, m^2;

p_v — presiunea aerului cald în conducta inelară, at;

p_g — presiunea gazului la gura furnalului, at.

O perturbație aparte în funcționarea furnalelor cu minereuri mărunte, un caz particular al circulației gazelor prin canale, este transsuflarea încărcăturii prin canal. Transsuflarea încărcăturii prin canal apare de regulă la scăderea permeabilității coloanei de materiale din furnal în prima zonă de presiune dinamică minimă (în pîntece). Presiunea aerului crește, debitul scade, sondele indică oprirea coborîrii nivelului superior al încărcăturii, temperatura gazului la gura furnalului staționează, iar presiunea scade. Apariția oscilațiilor mari la presiunea aerului și gazului (dacă furnalul este legat la conducta comună de gaz brut oscilațiile presiunii gazului nu se observă), creșterea cu staționări a temperaturii la gura furnalului, circulația intensă a cocsului la una sau mai multe guri de vînt, uneori „căderea'' unei sonde indică formarea unui canal de circulație intensă a gazului. Dacă nu se reduce debitul de aer cu circa 10–15 % sau nu se provoacă o tasare (reducerea temperaturii aerului de regulă nu are efect, iar creșterea presiunii gazului la gura furnalului nu este posibilă) cu creşterea vitezei gazului prin canal, materialele din acesta trec în stare de pat fluidizat, se aude un zgomot puternic în furnal, cocsul, materialele celelalte din încărcătură, uneori şi zgura lichidă sînt aruncate din canal spre gura furnalului, presiunea gazului creşte brusc, temperatura creşte la 600—700°C : s-a produs transsuflarea încărcăturii prin canal.

Viteza gazului în canal o poate depăşi de 50 ori pe cea normală de la nivelul superior al încărcăturii [3].

Dacă transsuflării încărcăturii prin canal îi urmează o tasare din mers, şocul mare de presiune la gura furnalului provoacă deschiderea clapetelor de gaz de la sacul de praf şi ciclon, uneori sînt deschise şi clapetele de evacuare a prafului şi se aprinde gazul.

Transsuflarea prin canal cauzată de formarea în faza iniţială a unor goluri în încărcătură, preponderent la 1/3 h_r, poate fi detectată sonic din exteriorul furnalului şi preîntîmpinată prin reducerea temporară a debitului de aer insuflat [4].

Transsuflarea prin canal poate fi pusă în legătură cu fenomenul de blocaj, chiar şi dacă indicele de blocaj f şi indicele de contracurent k sînt sensibil sub limită [5]. Aceasta deoarece s-a observat apariţia blocajului la funcţionarea neuniformă a gurilor de aer. Blocajul apare la una sau mai multe guri de aer „suprasuflate" care în consecinţă provoacă suprasuflajul şi blocarea celorlalte guri chiar şi la valori medii mici, cum ar fi de exemplu la furnalul nr. 1 cu $f = 0{,}3367$ şi $k = 1{,}3819 \cdot 10^{-3}$.

Reducerea granulaţiei încărcăturii în condiţiile de lucru ale furnalelor de la I. V. Călan a coborît zona de reducere indirectă. Minereul şi aglomeratul mărunt au punctul de înmuiere mai scăzut decît bulgării mari. Astfel la aglomeratul cu granulaţia 5 — 10 mm, temperatura de înmuiere se situează la 975°C, a hidrohematitului de import la 1 115—1 130°C. Granulele sub 5 mm au temperatura de înmuiere de 940°C, respectiv 1 100—1 120°C.

Apropierea şi suprapunerea frecventă a primei zone de presiune dinamică minimă cu cea a temperaturilor de înmuiere, îngrămădirea prafului în această zonă creează condiţii pentru formarea unor aglomerări de praf şi minereuri în stare păstoasă şi în consecinţă a unor perturbaţii suplimentare în circulaţia solid — gaz în contracurent.

Un exemplu de repartiţie a presiunii dinamice (p_d), a vitezei (w_0, w) şi temperaturii (t_g) pe înălţimea coloanei de materiale deasupra gurilor de aer, este dată în figura 5. În tabelul 4 se dau în completare debitul (V_0), presiunea (p), densitatea (γ_0, γ) şi temperatura gazului la diferite niveluri şi volumul de goluri (ε).

Tabelul 4

Date de calcul

Zona	Parametrii gazului					ε, m³/m³
	V_0, m_0^3/s	tg °C	p, torr	γ_0, kg/m³	γ, kg/m³	
V	11,962	194	786,6	1,24377	0,752534	1
IV	11,962	194	786,6	1,24377	0,752534	0,375
III	11,412	600	874,6	1,238687	0,44575	0,375
II	10,931	1000	1042,7	1,1785	0,3467445	0,4
I	9,911	2040	1185	1,166	0,2145877	0,5

O contribuţie la reducerea permeabilităţii aparente a încărcăturii şi a modificării zonelor de temperatură o are reducerea în ultimul an a raportului gaz metan convertit la gurile de vînt şi debitul de aer insuflat în furnal la o

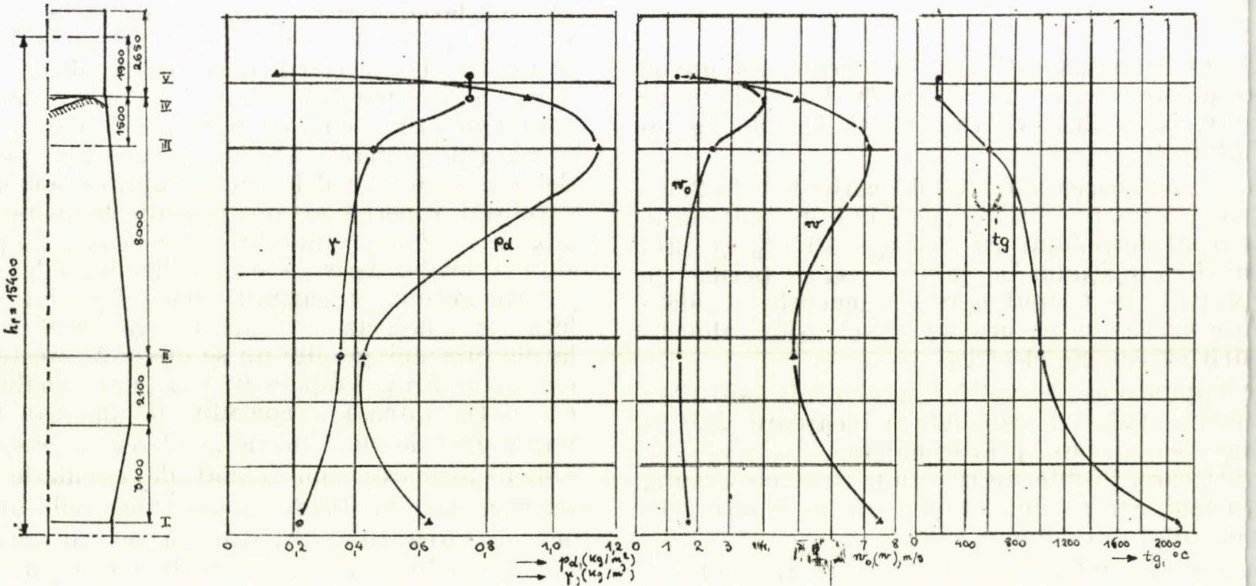


Fig. 5. Variaţia unor parametri ai gazului pe înălţimea coloanei de materiale din furnal

temperatură mai ridicată, temperatura de ardere convenţională la gurile de vînt crescînd în consecinţă cu 100°C şi mai mult.

Furnalizarea minereului mărunt, în condiţiile analizate, folosind sistemul de încărcare $KM\cdot\downarrow$ sau $20(KM\downarrow)$, $5(MK\downarrow)$ şi lucrînd cu nivelul de încărcare coborît, dar şi prin eliminarea avansată a prafului din încărcătură prin cernerea aglomeratului la silozul de zi al furnalelor, îmbunătăţirea cernerii cocsului, folosirea de ciururi necolmatante, a permis nu numai menţinerea nivelului ridicat al producţiei de fontă, ci şi creşterea ei şi reducerea consumului specific de cocs, ca urmare a îmbunătăţirii termochimice a gazelor în procesul din furnal. Astfel gazul la gura furnalului nr. 1 a avut $\chi_r^{CO_2} = CO_2/CO_2 + CO = 0,3586$ şi o temperatură de 192° (1.I.1978...30.VI.1979).

Îmbunătăţirea utilizării termice a gazului exprimată prin micşorarea temperaturii la evacuarea din furnal s-a desfăşurat în paralel cu creşterea $\chi_r^{CO_2}$, ceea ce este ilustrat pentru aceeaşi perioadă în figura 6.

Pentru a stabili indicii reducerii directe şi indirecte şi participaţia hidrogenului la reducere, în condiţiile funcţionării cu minereu mărunt, cu nivel de încărcare coborît şi sistem de încărcare $KM\downarrow$, s-a întocmit bilanţul de materiale şi termic pentru o durată de 10 zile la furnalul nr. 1.

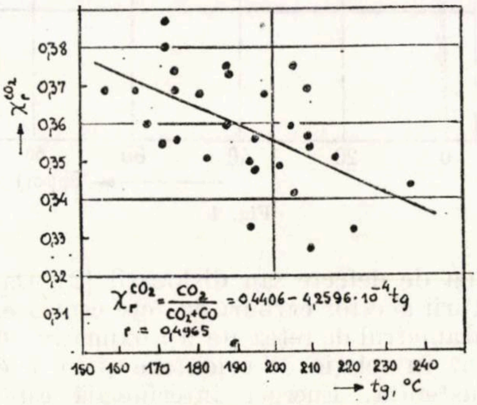


Fig. 6. Utilizarea termică a gazului de furnal şi χ_r

În această decadă s-a produs fontă de turnătorie cu 2,45 % Si şi 0,15 % S. Producţia medie a fost de 390,05 t/zi, consumul specific de cocs $K_0 = 617,2$ kg/t şi de gaz metan 92,7 m^3_N/t. Temperatura gazului la gura furnalului a fost de 195°C. Nivelul încărcăturii a fost în medie de $\bar{h} = 2,93$ m sub conul mare în poziţia coborît, ca urmare a unei permeabilităţi mai bune. Numărul de tasări a fost în medie de numai 6,4 pe zi.

În tabelul 5 se dă defalcarea oxigenului redus (O_R) pe reducere directă (O_{Rd}) şi indirectă (R_{Ri}) şi pe reducători (C, CO, H_2). Din aceste date reiese că $R_d = 0,3596$ şi $r_d = 0,4426$.

Tabelul 5

Defalcarea oxigenului redus

Nr. crt.	Poziţia	Fontă, kg/kg	kg/kg, O_r	kg/kg, O_R
1	O_r	0,250382	1,0000	0,5860
	din care			
1.1	$O_{ri}\left\{\begin{matrix}O_{ri}^{CO}\\ O_{ri}^{H_2}\end{matrix}\right.$	0,139569	0,5574	0,3266
1.2	O_{rd}	0,110813	0,4426	0,2593
2	O_{Ri}	0,273645		0,6404
	din care			
2.1	O_{Ri}^{CO}	0,218072		0,5103
2.2	$O_{Ri}^{H_2}$	0,055573		0,1301
3	O_{Rd}	0,153653		0,3596
4	O_R	0,427298		1,0000

Gradul de reducere directă al Fe din FeO cu valoarea sa de 0,4426 este relativ ridicat. Randamentul termic al carbonului a fost $\eta_C = 0,51377$, randamentul utilizării chimice a CO $\eta_{CO} = CO_2'/CO_2' + CO' = 0,314258$, iar al hidrogenului $\eta_{H_2} = 0,34253$.

Gazul de furnal evacuat la gura furnalului s-a caracterizat prin $\chi_r^{CO_2} = CO_2/CO_2 + CO = 0,35395$ şi $\chi_r^{H_2O} = H_2O/H_2O + H_2 = 0,63397$.

Randamentul termic al furnalului, calculat după bilanţul termic tehnologic, a fost $\eta_f = 0,83523$, iar după bilanţul termic energetic, 0,41833 [6].

BIBLIOGRAFIE

[1] Eisenhut, W. şi colectiv *Hochofenversuche mit unterschiedlichen Kokskörnungen.* În : Stahl und Eisen, nr. 1, 1979, p. 1–6.

[2] Pilly, N. *Consideraţii privind consumul specific de cocs în cazul funcţionării furnalului cu insuflare de gaz natural.* În : Metalurgia, nr. 12, 1968, p. 699.

[3] * * * În : Circ. inf. techn., 1962, p. 2419–2440.

[4] Kaesemann, K. *Versuch zur Steuerung des Hochofens mit akustischen Messverfahren.* În : Stahl und Eisen, nr. 5, 1979, p. 187–192.

[5] Dobrovici, D., Prisecaru, I. şi Banciu, M. *Metalurgia fontei.* Bucureşti, Editura tehnică, 1966, p. 137.

[6] Pilly, N. *Calculul bilanţului termic energetic al furnalului pe baza datelor bilanţului tehnologic.* În : Metalurgia, 1975, p. 186–190.

Studiul călibilităţii oţelului de marca OLC45AT, elaborat în cuptoare Martin

Dr. ing. C. Catrinoiu
Combinatul siderurgic – Hunedoara

CZ : 539.54 : 669.141.243

Marca OLC45AT este un oţel carbon de calitate superior, folosit în industria constructoare de autovehicule, la fabricaţia diferitelor piese de rezistenţă.

Acest oţel face parte din grupa celor microaliate cu bor pentru îmbunătăţirea călibilităţii. Din punct de vedere chimic, această marcă de oţel se deosebeşte de OLC45X numai prin faptul că are B = 0,001–0,003 %.

Faţă de elementele de aliere clasice, al căror efect este în funcţie de cantitatea introdusă în oţel, borul acţionează la conţinuturi foarte mici, de ordinul cîtorva zecimi de ppm.

La acest nivel acţiunea borului asupra călibilităţii oţelurilor este echivalentă cu cea care poate fi obţinută prin utilizarea cromului, manganului, molibdenului sau a nichelului în conţinuturi de 100–300 ori mai mari. Borul face deci din oţelurile cu bor o familie deosebit de interesantă pe plan tehnic şi economic [1].

Datorită marii afinităţi a borului pentru azot şi oxigen, a aptitudinii sale de a intra în substituţie cu carbonul în carburi, se admite că o mare parte din borul total prezent în oţel se găseşte combinat sub formă de diverşi oxizi, nitruri şi carburi de bor. Marea varietate a combinaţiilor posibile şi dificultăţile de dozare inerente la cantităţile mici existente explică de ce mecanismele de acţiune ale borului n-au fost complet elucidate.

Borul existent în oţeluri este întîlnit sub două forme şi anume :

- borul solubil în acizi ;
- borul insolubil.

Fracţia „bor solubil'' cuprinde : borul dizolvat în soluţie solidă, respectiv în ferită pentru marca OLC45AT, carburile de bor – M23(B, C)6 şi M (B, C), oxizii de bor. Fracţia „bor insolubil'' este compusă în special din nitrura de bor (BN). Este stabilit la ora actuală că există o relaţie directă între efectul de călire al borului şi cantitatea de bor prezentă sub formă de „bor solubil''. Această relaţie trece printr-un maxim, deci există un conţinut optim de „bor solubil'', care conduce la o creştere maximă a călibilităţii în raport cu un oţel de compoziţie identică dar fără bor (fig. 1).

În figura 1 este reprezentat cu linie continuă un oţel slab aliat cu mangan şi microaliat cu bor, care are aproximativ 0,25 %C. Curbele *3*, *4* şi *5* sînt pentru alte oţeluri, cu diferite conţinuturi de carbon.

Cercetările recente au arătat că, la oţelurile cu bor, călibilitatea este determinată cel puţin în parte de punerea în soluţie la fiecare austenitizare şi de precipitare în timpul răcirii carburilor de bor de tipul M23 (B, C)6.

Aceste precipitate foarte fine se formează în timpul unei căliri foarte energice la limitele grăunţilor de austenită şi au nevoie pentru a germina de defecte sau dislocaţii [2]. Datorită structurii acestor carburi cu feţe centrate, care au parametrul de reţea de aproximativ 10,6 Å, ele sînt în relaţie de orientare şi în coerenţă cu austenita. Energia interfacială este deci diminuată local în mod apreciabil şi este de aşteptat ca germinarea feritei să fie inhibată dinspre limitele grăunţilor. Dimpotrivă, dacă precipitaţiile sînt mari, coerenţa cu matricea austenitică dispare şi, ca urmare, dispare şi puterea inhibitoare la germinare a feritei. În acest fel se explică pierderea de călibilitate observată în prezenţa excesului de carbon, a excesului de bor, după cîteva tratamente.

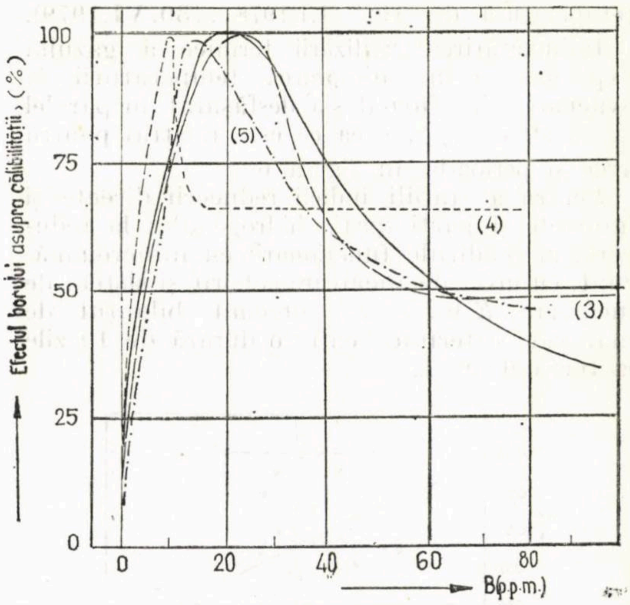


Fig. 1

Conţinutul de „bor insolubil'' este cu atît mai mare, cu cît conţinutul de azot este mai mare. Efectul de călire al borului dispare dacă fracţia „bor insolubil'' creşte în detrimentu fracţiei „bor solubil''.

La elaborarea oţelului în cuptoare Martin conţinuturile de azot realizate sînt mici (aprox

0,0040 %), fapt ce conduce la mărirea cantității de bor solubil pentru un conținut mai mic de bor total în oțel.

Rezultă deci că, pentru oțelurile Martin, condițiile de obținere a unei călibilități bune sînt mai mari decît în cazul oțelului electric, la care conținutul de azot este mai mare, acest element legînd o parte din bor sub formă de BN.

Precipitarea de carbură de bor Fe23 (B, C)6 este unul din aspectele specifice ale microstructurii oțelurilor de construcție care conțin bor [3]—[5].

Studiul călibilității acestei mărci s-a făcut pentru 57 șarje de oțel elaborate în cuptoare Martin de 100 t. În fabricația acestui oțel s-a utilizat ferotitanul și aluminiul pentru completarea dezoxidării și pentru finisarea grăuntelui austenitic. Rezultă că oțelul elaborat face parte din grupa oțelurilor cu călibilitate și tenacitate ridicate. Adaosul de ferobor s-a făcut la oală, pentru a realiza conținuturi de 0,001 — 0,003 % în oțel. În figurile 2, 3, 4, 5 6 sînt prezentate diagramele de variație a conținuturilor de C, Mn, Si, S și P pentru șarjele ale căror călibilități s-au verificat.

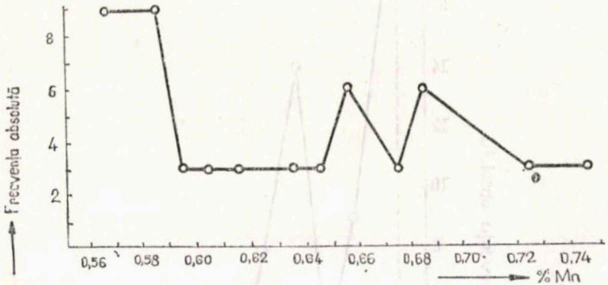


Fig. 2

Parametrii principali statistici pentru toate elementele chimice determinate prin analiză din probe luate la turnare sînt prezentați în tabelul 1.

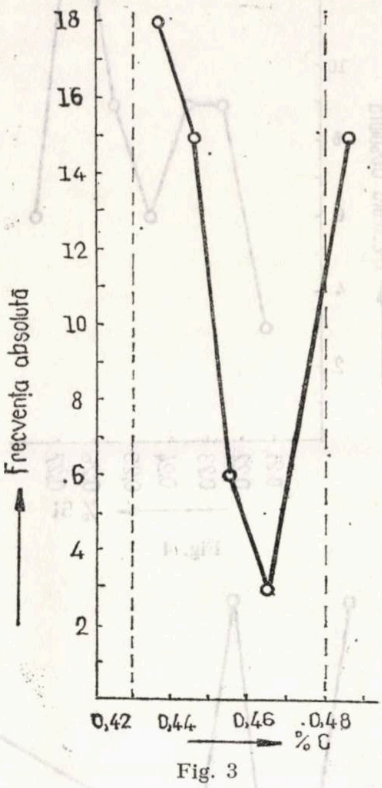


Fig. 3

Călibilitatea s-a determinat prin metoda călirii frontale, confecționîndu-se cîte o epruvetă din fiecare șarjă. Variațiile valorilor durității după călire la distanțele de 1,5 ; 3 ; 5 ; 7 ; 9 mm sînt prezentate în diagramele din figurile 7, 8, 9, 10, 11.

Tabelul 1

Elementul chimic	Parametrii statistici							
	$\overline{X}$	*M*	*Xc*	*R*	*Mo*	S^2	*S*	*Cv*, %
C	0,449	0,44	0,455	0,05	0,42	0,000394	0,01986	4,41
Mn	0,627	0,62	0,650	0,180	0,61	0,00292	0,054	8,62
Si	0,244	0,250	0,24	0,06	0,263	0,000328	0,0181	7,44
S	0,019	0,018	0,020	0,011	0,016	0,0000131	0,0096	19,10
P	0,0198	0,020	0,0215	0,0130	0,0204	0,0000139	0,00374	18,9
Cr	0,124	0,110	0,14	0,12	0,081	0,00144	0,038	30,6
Ni	0,092	0,10	0,085	0,05	0,116	0,00025	0,0157	17,1
Cu	0,108	0,11	0,105	0,05	0,114	0,00024	0,0155	14,4
Ti	0,023	0,02	0,02	0,02	0,0147	0,000051	0,0071	31,6
B	0,0023	0,002	0,0025	0,001	0,0015	0,00000019	0,00044	19,5
Al	0,0396	0,040	0,0425	0,0250	0,0408	0,000028	0,0053	13,5

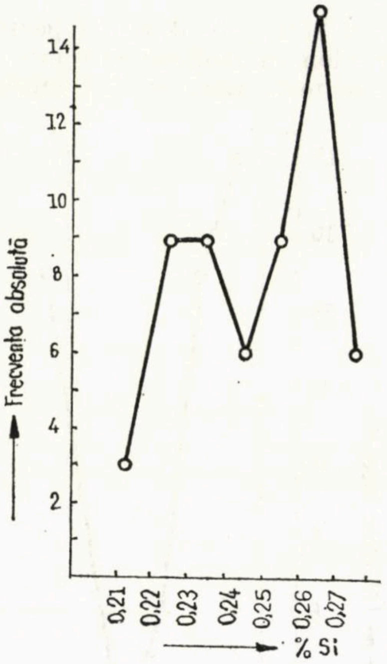


Fig. 4

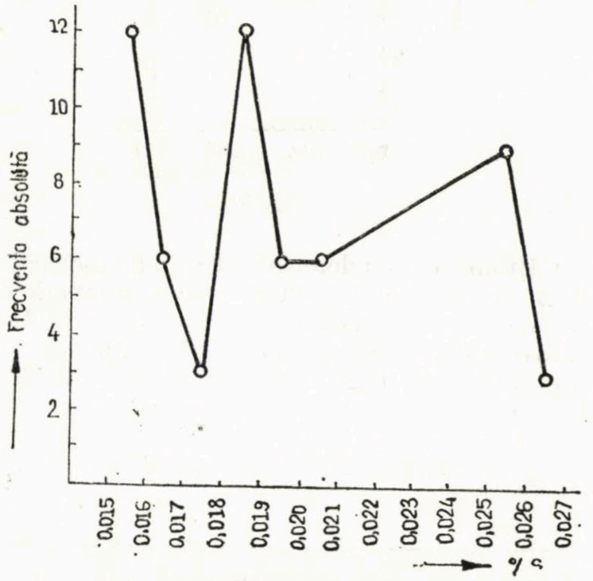


Fig. 5

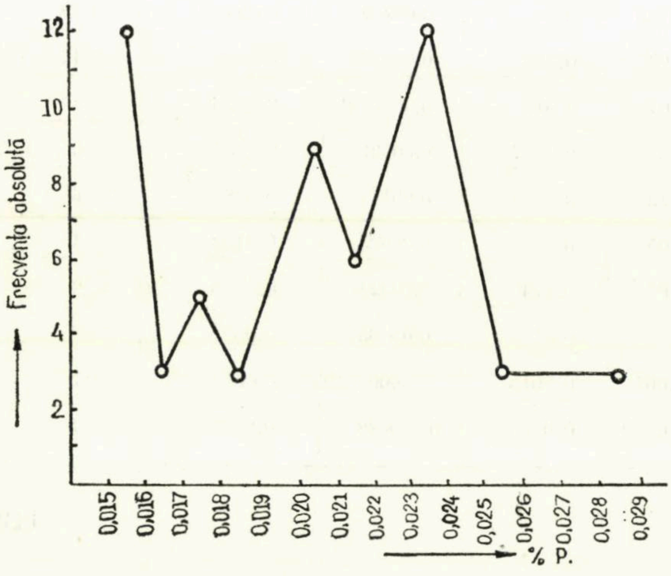


Fig. 6

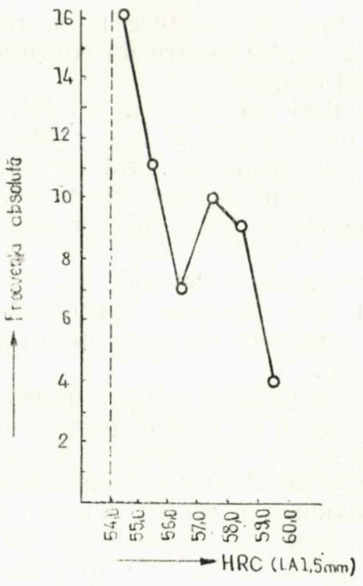


Fig. 7

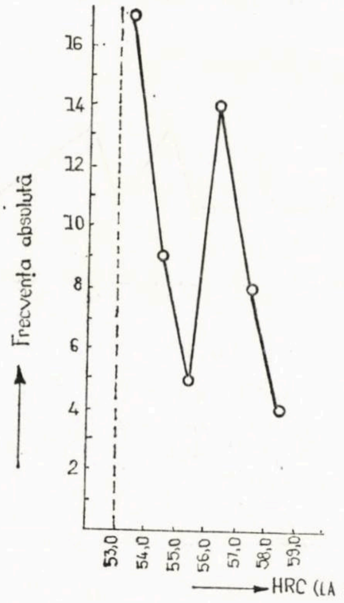


Fig. 8

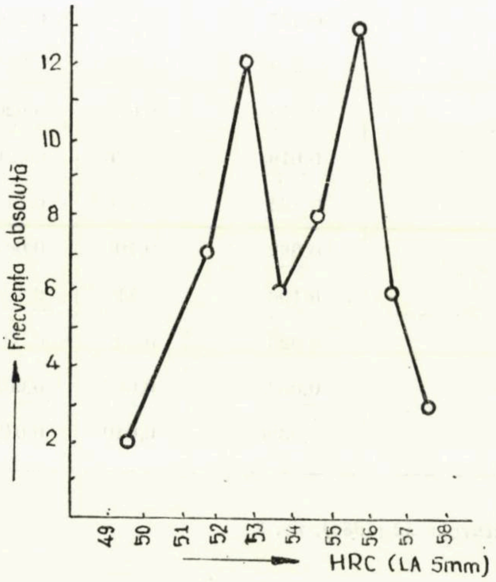


Fig. 9

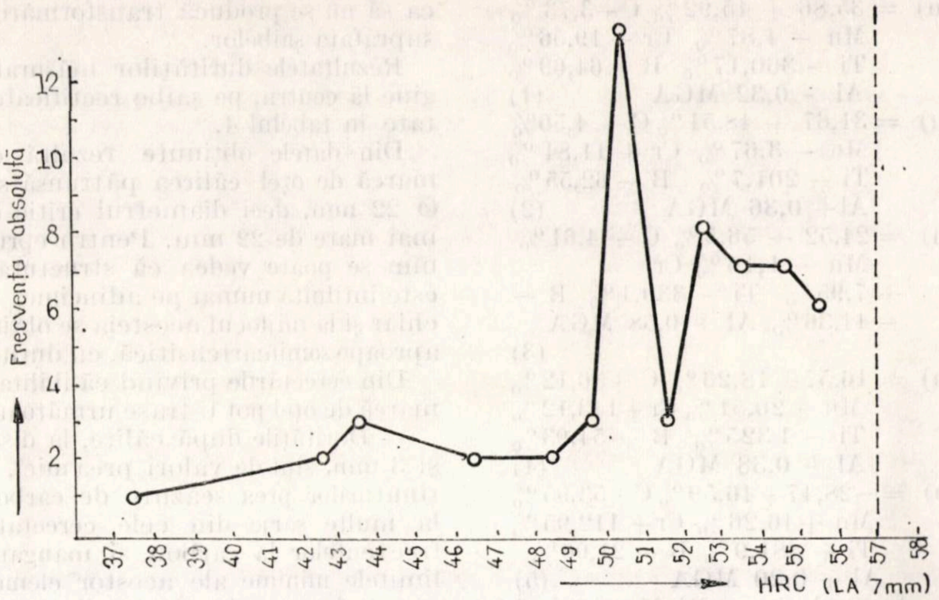


Fig. 10

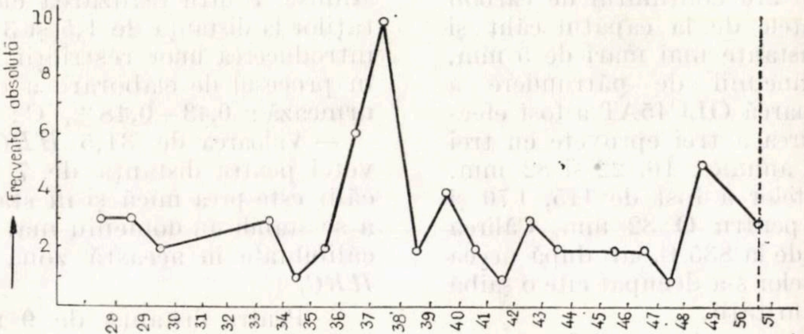


Fig. 11

În tabelul 2 sînt prezentaţi parametrii statistici principali pentru duritate la distanţele de 1,5; 3; 5; 7 şi 9 mm de capătul epruvetei călite.

Atît din curbele de variaţie a durităţii după călire, cît şi din valoarea parametrilor statistici principali, rezultă că toate valorile s-au încadrat în prescripţiile de călibilitate ale mărcii OLC45AT (tab. 3), însă cu prea multe valori la limita minimă admisă pentru distanţele de 1,5 şi 3 mm, de asemenea împrăştieri prea mari la distanţele de 7 şi 9 mm.

Tabelul 2

Distanţa faţă de capătul călit al epruvetei, mm	Parametrii statistici							
	$\overline{X}$	M	Xc	R	Mo	S^2	S	Cv, %
1,5	56,21	56	56,5	5	55,58	2,88	1,695	3,01
3,0	55,168	55	55,5	5	54,66	2,97	1,72	3,12
5,0	53,81	54,0	53,25	8,5	54,38	4,17	2,04	3,78
7,0	50,85	51,6	46,0	18,0	53,10	15,27	3,91	7,68
9,0	38,77	37,5	38,75	23,5	34,95	41,71	6,46	16,65

Tabelul 3

Distanţa, mm	Duritatea *HRC*	
	minim	maxim
1,5	54	61
3,0	53	60,5
5,0	46,5	59
7,0	31,5	57
9,0	24,5	50,5
11,0	—	43

Pentru a determina mai bine gradul de influenţă asupra călibilităţii al fiecărui factor, s-au efectuat corelaţii multiple ale durităţii, funcţie de C, Mn, Cr, Ti, B, Al şi mărimea de grăunte austenitic (relaţiile 1, 2, 3 4, şi 5).

$$HRC\ (1{,}5\ \text{mm}) = 35{,}86 + 45{,}92\%\ \text{C} + 3{,}73\%\ \text{Mn} - 4{,}87\%\ \text{Cr} - 19{,}56\%\ \text{Ti} - 360{,}17\%\ \text{B} - 64{,}69\%\ \text{Al} + 0{,}32\ \text{MGA} \quad (1)$$

$$HRC\ (3{,}0\ \text{mm}) = 31{,}67 + 48{,}51\%\ \text{C} + 4{,}50\%\ \text{Mn} - 3{,}67\%\ \text{Cr} + 11{,}84\%\ \text{Ti} - 201{,}7\%\ \text{B} - 62{,}55\%\ \text{Al} + 0{,}36\ \text{MGA} \quad (2)$$

$$HRC\ (5{,}0\ \text{mm}) = 24{,}52 + 56{,}5\%\ \text{C} + 4{,}61\%\ \text{Mn} + 1{,}16\%\ \text{Cr} + 7{,}95\%\ \text{Ti} - 339{,}1\%\ \text{B} - 44{,}36\%\ \text{Al} + 0{,}58\ \text{MGA} \quad (3)$$

$$HRC\ (7{,}0\ \text{mm}) = 16{,}57 + 18{,}26\%\ \text{C} + 30{,}12\%\ \text{Mn} + 20{,}51\%\ \text{Cr} + 143{,}12\%\ \text{Ti} - 1\,325\%\ \text{B} + 54{,}93\%\ \text{Al} + 0{,}38\ \text{MGA} \quad (4)$$

$$HRC\ (9{,}0\ \text{mm}) = -28{,}47 + 46{,}59\%\ \text{C} + 53{,}95\%\ \text{Mn} + 46{,}26\%\ \text{Cr} + 112{,}95\%\ \text{Ti} + 881{,}9\%\ \text{B} + 21{,}06\%\ \text{Al} + 0{,}20\ \text{MGA} \quad (5)$$

Din ecuațiile de corelație multiplă reiese că influența cea mai mare asupra creșterii călibilității acestui oțel o are conținutul de carbon pentru toate distanțele de la capătul călit și manganul pentru distanțe mai mari de 5 mm.

Determinarea adîncimii de pătrundere a călirii la oțelul de marcă OLC45AT a fost efectuată și prin încălzirea a trei epruvete cu trei diametre diferite, și anume: 16, 22 și 82 mm. Lungimea epruvetelor a fost de 115, 1 70 și respectiv 400 mm pentru Ø 82 mm. Călirea s-a efectuat în apă, de la 835°C, iar după aceea din mijlocul epruvetelor s-a decupat cîte o șaibă pentru măsurarea durității.

Tăierea șaibei pentru duritate s-a făcut prin așchiere, sub jet abundent de lichid de răcire și cu avans mic al sculei așchietoare, pentru ca să nu se producă transformări structurale pe suprafața șaibelor.

Rezultatele durităților măsurate de la margine la centru, pe șaibe rectificate, sînt prezentate în tabelul 4.

Din datele obținute rezultă că la această marcă de oțel călirea pătrunsă se obține și la Ø 22 mm, deci diametrul critic de călire este mai mare de 22 mm. Pentru epruveta de Ø 82 mm se poate vedea că structura martensitică este întîlnită numai pe adîncimea de 7 mm, dar, chiar și la mijlocul acesteia se obține o structură aproape semimartensitică, cu duritate $HRC=34$.

Din cercetările privind călibilitatea la această marcă de oțel pot fi trase următoarele concluzii:

— Duritățile după călire, la distanțele de 1,5 și 3 mm, sînt de valori prea mici, datorită conținuturilor prea scăzute de carbon și mangan la multe șarje din cele cercetate; maximele frecvențelor la carbon și mangan sînt pentru limitele minime ale acestor elemente, iar maximele frecvențelor durităților pentru cele două distanțe sînt de asemenea spre limitele minime admise. Pentru realizarea cu siguranță a durităților la distanța de 1,5 și 3 mm, este necesară introducerea unor restricții la analiza chimică în procesul de elaborare a oțelului, după cum urmează: 0,43—0,48% C; 0,60—0,80% Mn.

— Valoarea de 31,5 *HRC* a durității epruvetei pentru distanța de 7 mm de la capătul călit este prea mică și în standard; este posibil a se stabili un domeniu mai îngust al benzii de călibilitate în această zonă și anume 35—56 *HRC*.

— Pentru distanța de 9 mm de la capătul epruvetei călite frontal, domeniul de variație al benzii de călibilitate se poate îngusta între 27 și 50,5 *HRC*.

Tabelul 4

Diametrul epruvetei, mm	Distanța de la marginea epruvetei, mm Duritatea *HRC*										
Ø16	1,5	3,0	5,0	7,0	5,0	3,0	1,5				
	58	58	60	60	61	60	60				
Ø22	1,5	3,0	5,0	7,0	9,0	11,0	9,0	7,0	5,0	3,0	1,5
	56	57	58	58	57,5	59	58	58	58	59	59
Ø82	1,5	3,5	5,0	7,0	9,0	11,0	13,0	15,0	17,0	19,0	21,0
	55,7	57,2	55	49	31	29	31	30	29	29	28
	23,0	25,0	27,0	29,0	31,0	33,0	35,0	37,0	39,0	41,0	39,0
	28,5	29	30	31	31	31	31,5	33	35	34	35
	37,0	35,0	33,0	31,0	29,0	27,0	25,0	23,0	21,0	19,0	17,0
	34	34	33	33	31	31	32	31	31	31	31
	15,0	13,0	11,0	9,0	7,0	5,0	3,0	1,5			
	32	32	31	34	46	56	55	56			

— Influenţa borului asupra călibilităţii mărcii OLC45AT nu poate fi scoasă în relief din prelucrările statistice pentru borul total, ci numai în cazul cînd se determină borul solubil.

— Din determinările durităţii în secţiunea barei cu Ø 82 mm călită rezultă durităţi mai mari în centru, unde viteza de călire este mai mică faţă de 1/2 rază, rezultate cu durităţi mai mici cu toate că viteza de călire este mai mare. Această variaţie a valorilor durităţii pe secţiune s-a confirmat şi prin analize chimice, care au dovedit că în centrul barei conţinutul de carbon este mai mare decît la 1/2 rază. Rezultă deci că la acest lingou segregaţia carbonului este mai mare spre maselotă şi centru, necesitînd a fi mărit raportul dintre înălţimea şi lăţimea părţii interioare a lingotierei.

— Ecuaţiile de corelaţie multiplă, determinate pentru *HRC* la diferite distanţe de capătul călit al epruvetei, pot fi utilizate destul de bine în determinarea valorilor durităţii, fără a se executa probele în cazul unei tehnologii stabile de fabricaţie.

Prin operarea corectărilor observate ca necesare în tehnologia de fabricaţie a mărcii OLC45 AT, la cuptoarele Martin de 100 t se poate realiza un oţel cu o bandă de călibilitate mult mai îngustă, fapt ce va conduce la obţinerea unor caracteristici mecanice mai omogene pe piesele mecanice tratate termic.

BIBLIOGRAFIE

[1] Rousseau, D. *Développement et applications des aciers spéciaux au bore.* În : Aciers Spéciaux, nr. 44, dec. 1978, p. 9—18.

[2] Singhal, L.K. şi Martin, J.W. *The nucleation and growth Widmannstätten M23C6 precipitation in an austenitic stainless steel.* În : Acta Metallurgica, nr. 9, 1968, p. 1159—1165.

[3] Ohmori, Y. *The isothermal decomposition of an Fe—C—B austenite.* În : Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan, nr. 5, 1971, p. 339—348.

[4] Maîtrepierre, P. ş.a. *Influence du bore sur la décomposition de l'austénite dans les aciers alliés à bas carbon.* În : IRSID RE 166, febr., 1974, p. 44.

[5] Grange, R.A. şi Garvey, T.M. *Essai d'interpretation de l'influence du bore sur la trempabilité des aciers.* În : C.I.T., nr. 4, 1949, p. 179—180.

◆

DOCUMENTARE

Cocs din cărbune necocsificabil

Producerea cocsului metalurgic din cărbune necocsificabil este posibilă din punct de vedere comercial, după cum afirmă cercetătorii japonezi. Federaţia siderurgică japoneză afirmă că o instalaţie pilot de 1,8 t/zi a demonstrat că acest lucru se poate realiza, impunîndu-se punerea la punct a unei tehnologii adecvate. Patru societăţi integrate producătoare de oţel — Nippon Steel Corp, NKK, Kawasaki Steel şi Kobe Steel — intenţionează să construiască în comun o instalaţie de 200 t/zi, în vederea perfecţionării metodei pînă în anul 1985, reducîndu-se dependenţa faţă de importurile de cărbuni cocsificabili. Instalaţia, care va fi construită la uzina Yawata a societăţii Nippon Steel, va utiliza cărbuni necocsificabili, amestecaţi cu cărbuni cocsificabili într-o proporţie de 1/4. Guvernul japonez a promis să asigure jumătate din valoarea totală de 800 mil. Y a proiectului.

(În : *Metal Bulletin, Anglia, nr. 6403, 1979, p. 36*)

Noi proiecte de miniuzine în Grecia

Firma Emfietzoglou prevede construirea la Kilkis/Macedonia (la nord de Salonic) a unei miniuzine, care va produce oţeluri inoxidabile (30 mii t/an) şi produse din oţel curent : cel puţin 50 000 t/an sîrmă laminată, 120 000 t/an oţel beton şi 50 000 t/an profile.

Societatea Halyvourgia Achaias are în proiect construirea, la Patras/Peloponez, a unei miniuzine pentru o producţie de 60 000 t/an oţel beton.

Un alt proiect, care ar fi realizat cu participarea societăţii italiene Commer SpA, se referă la construirea unei miniuzine la Alexandropoulis/Tracia ; acest ultim proiect ar fi obţinut de curînd autorizaţiile necesare. Capacitatea noii miniuzine ar fi de ordinul a 50 000—60 000 t/an.

(În : *Revue de Métallurgie, Franţa, nr. 8—9, 1979, p. 180—E*)

Compania Krupp va asigura construirea unei oţelării electrice în U.R.S.S

În urma contractului încheiat între agenţia sovietică Metallurgimport şi agenţia Fried. Krupp GmbH, compania Krupp va construi o oţelărie electrică cu o capacitate anuală de 1,45 mil. t lingouri în cadrul combinatului siderurgic Oskol, în apropierea oraşului Kursk (la o distanţă de 400 km la sud de Moscova). Valoarea lucrării se ridică cu aproximaţie la 350 mil. DM (aproximativ 175 mil.), incluzînd controlul lucrărilor de montare şi punerea în funcţiune.

În cadrul contractului, Krupp Industrie und Stahlbau, sectorul de construcţie şi engineering, aparţinînd companiei Krupp din Duisburg-Rheinhausen, va livra o oţelărie care cuprinde patru cuptoare cu arc UHP. Compania Krupp va asigura în întregime engineeringul şi diferitele puncte cheie ale echipamentului, cum sînt : instalaţia de tratare şi desulfurare sub vid, liniile de răcire şi condiţionare, macaralele şi instalaţiile de manipulare.

Partea sovietică va fabrica diferite instalaţii pentru noua oţelărie, cum sînt maşinile de turnare continuă, utilităţi şi sistemele de alimentare. În plus, se va ocupa de ingineria civilă care include oţelul pentru construcţii şi lucrările de montaj.

Compania Krupp a încheiat cu Metallurgimport contractul cu privire la construirea oţelăriei. Oţelăria este planificată pentru finalizare în anul 1982 şi va fabrica oţeluri speciale pentru construcţii.

Acest contract urmează după cele semnate cu aproximativ un an în urmă cu firmele Salzgitter şi Korf pentru furnizarea instalaţiilor de peletizare şi reducere directă pentru acelaşi combinat siderurgic.

(În : *Iron and Steel Engineer, S.U.A., nr. 6, 1979, p. 38*)

Creşterea producţiei de oţel a Ungariei

Producţia de oţel brut din Ungaria va creşte cu circa 30 %, ajungînd la 4,8—5 mil. t pînă în anul 1990, în conformitate cu obiectivele fixate de Comitetul de planificare. Se aşteaptă ca producţia de laminate să crească cu 25 %, din care tabla groasă şi tabla subţire vor creşte cu 41 % şi, respectiv, 50 %. Producţia de bare şi profile din oţeluri aliate se va dubla.

Odată cu instalarea convertizoarelor LD atît la combinatul Lenin (Diosgyör), cît şi la combinatul Dunaujváros, planul economic din Ungaria impune o producţie crescută de oţeluri înalt aliate. Noua oţelărie din combinatul Lenin, care cuprinde un convertizor de 80 t şi un echipament de afinare în oală, va fi dată în funcţiune, conform prevederilor, la sfîrşitul anului 1980. În prima etapă capacitatea va atinge 920 mii t pe an.

(În : *Metal Bulletin, Anglia, nr. 6403, 1979, p. 32*)

Fabricarea fontelor cu grafit vermicular, cu controlul şi corectarea operativă a formei grafitului *)

Ing. L. Dinescu, fiz. Şt. Crăciun şi ing. Mihaela Popescu
Institutul de cercetări şi proiectări tehnologice pentru sectoare calde — Bucureşti

CZ : 669.16 : 661.666.2

Deşi prezenţa grafitului vermicular în fonte a fost semnalată încă din 1948 [1] sub denumirea de grafit cvasi-lamelar („quasi-flake graphite''), producerea sistematică a fontelor cu grafit vermicular în scopuri industriale este de dată mai recentă. Primul brevet pare să fie al lui R.D. Schelleng [2] depus în 1966. Ulterior s-au pus la punct diverse procedee tehnologice care permit obţinerea fontelor cu grafit vermicular, sistematic şi constant.

Nu se intenţionează în această lucrare să se treacă în revistă caracteristicile mecanice ale acestor fonte. Literatura tehnică este relativ bogată în acest domeniu [3]—[6]. S-a concentrat atenţia asupra a trei aspecte. În primul rînd, avîndu-se în vedere divergenţele de opinii privind forma grafitului vermicular şi terminologia apropiată, s-au efectuat cîteva investigaţii în această direcţie.

În al doilea rînd, avîndu-se în vedere faptul că o tehnologie corectă de elaborare — modificare a unui material cu structură relativ instabilă, aşa cum este fonta cu grafit vermicular, impune un control riguros al reuşitei modificării, deci al fontei în stare lichidă, s-au pus în evidenţă o serie de corelaţii existente între forma grafitului, datele furnizate de analiza termică şi analiza termică numeric derivată şi variaţia dimensională la solidificare. În sfîrşit s-au prezentat unele date, care, bazîndu-se pe controlul modificării efectuat pe fonta lichidă, permit stabilirea unei tehnologii de fabricare a fontei cu grafit vermicular, cu corectarea operativă a formei grafitului în cursul procesului de fabricare, evident înainte de turnarea fontei în forme.

Forma grafitului

Stadiul actual. Între grafitul lamelar şi grafitul nodular există o multitudine de forme de grafit, toate înglobate sub denumirea generică de grafit de formă intermediară. Dintre acestea, o mare parte sînt nedorite (grafitul explodat, chunky grafit, forme de grafit degenerat etc.), iar altele (grafitul vermicular, coral etc.) sînt urmărite în mod special, pentru obţinerea unora dintre acestea fiind puse la punct tehnologii speciale.

Pentru această a doua categorie de forme de grafit există numeroase denumiri, deşi morfologic există practic numai două tipuri, în funcţie de modul de obţinere. Trebuie avut în vedere în primul rînd grafitul obţinut în fonte tratate în scopul obţinerii grafitului nodular, dar la care nu s-a obţinut grafit nodular, datorită insuficienţei conţinutului de Mg sau Ce sau datorită prezenţei elementelor antimodificatoare (Ti, Al, As, Bi, Pb etc.). Aspectul metalografic al acestui grafit este vermicular, ceea ce a făcut ca mulţi cercetători să-l denumească „vermicular'' [2], [4], [8], [9]. În general denumirea este acceptată în Europa continentală şi Uniunea Sovietică, iar parţial, şi în S.U.A.

Folosind însă imaginile metalografice obţinute prin tehnica atacurilor adînci („deep etching techniques'') [10] s-a demonstrat că nu avem de-a face cu separări izolate de grafit, de formă vermiculară, ci cu agregate spaţiale, de morfologie apropiată de cea a grafitului lamelar. Ca urmare, aceşti cercetători propun denumirea de „grafit compact''.

În ceea ce priveşte cristalizarea şi structura grafitului vermicular, cercetările efectuate [8] pe fonte modificate cu pămînturi rare aduc o serie de clarificări. Prin studierea în lumină polarizată s-a constatat că din punct de vedere al formei grafitul vermicular este apropiat de cel lamelar, iar din punct de vedere al structurii, de cel nodular. Studiul la microscopul ionic a arătat că, în timp ce grafitul nodular are o structură radială în straturi, cu suprafeţe de creştere concentrice faţă de baza celulei elementare, grafitul vermicular este un agregat de cristale cu orientări cristalografice diferite ale suprafeţelor de creştere : apropiate de concentrice şi cu predominarea creşterii de-a lungul planurilor de bază. Călirile unor picături de fontă de la 1 150°C au permis observarea faptului că cristalizarea debutează cu formarea în lichid a unor separări de grafit nodulare sau compacte, care se învăluie rapid într-un strat de austenită şi care iniţial nu au structura radială caracteristică. La călirea de la 1 135°C s-a constatat că aceste separări au dus prin creştere la formarea grafitului vermicular. În timp ce grafitul nodular nu creşte în contact cu topitura, la grafitul vermicular există cel puţin un braţ care este în permanenţă legat de topitură prin învelişul de austenită.

În afară de grafitul de formă intermediară, obţinut prin modificare cu elemente nodulizante (Mg, Ce), mai există un grafit care se separă în fontele cu conţinut scăzut de sulf

---

* Lucrarea a fost prezentată la cel de-al 46-lea Congres de turnătorie, Madrid, 1979.

(20 ppm) la viteze mari de răcire, pentru care în [9] se propune denumirea de grafit coral („coral graphite"). Denumirea sugerează tot o formă de grafit interconectat (agregat spațial), spre deosebire de părerea emisă în [5], [10], conform căreia acesta este un grafit cu adevărat vermicular, adică avem de-a face cu separări izolate, de formă vermiculară.

Cercetări proprii și discuții. În scopul clarificării unor probleme legate de structura intimă și morfologia spațială a grafitului vermicular, s-au studiat o serie de probe turnate din fontă cu grafit vermicular cu microscopul electronic, precum și prin tehnica metalografică a șlefuirilor succesive.

Fonta cu grafit vermicular a fost obținută prin modificare cu aliaje modificatoare, ale căror compoziții se regăsesc în tabelul 1. Compozițiile chimice ale probelor studiate în această parte se dau în tabelul 2.

Pentru aprecierea gradului de compactizare a grafitului, în lipsa unor etaloane recunoscute internațional privind forma grafitului vermicular, s-au folosit tipurile de grafit propuse de [10], prezentate în figura 1, utilizîndu-se coeficientul de formă K_f, cu valori cuprinse între 1 (grafit lamelar tip *A*) și 8 (grafit aproape nodular).

Ambele probe studiate au avut grafit vermicular, încadrîndu-se în clasa $K_f = 6$.

În figura 2 se prezintă fractografia unei probe din topitura 51.1, obținută prin microscopie cu baleiere. În centrul imaginii se poate observa o separare individuală de grafit compact (grafit nodular degenerat). Deasupra acesteia se poate observa o separare de grafit vermicular, parțial smulsă. Pe această separare se pot observa porțiuni cu structură radială, caracteristică grafitului nodular, și porțiuni cu structură amorfă, ceea ce confirmă cercetările lui [8].

În sfîrșit, în colțul din stînga sus al imaginii din figura 2 se poate observa un nodul de grafit parțial smuls, cu structură radială caracteristică.

Pentru punerea în evidență a structurii parțiale a grafitului vermicular, s-a folosit șlefuirea succesivă a unei probe din topitura 52.1, efectuîndu-se 18 micrografii din 0,3 în 0,3 μm. În figura 3 se prezintă microstructura inițială și reconstituirea spațială.

Din această reconstituire se poate observa în primul rînd că, deși imaginea metalografică corespunde unui coeficient de formă $K_f = 6$, ceea ce înseamnă aproximativ 30% grafit nodular (fig. 3,*a*), în realitate nici măcar o singură separare de grafit nu este nodulară (fig. 3,*b*). Aceasta ridică problema stabilirii unor etaloane de formă pentru grafitul vermicular prin alte metode decît metalografia clasică.

Cîteva detalii mărite din figura 3, *b*, prezentate în figura 4, permit să se observe că într-adevăr grafitul vermicular reprezintă agregate spațiale oarecum asemănătoare cu cele cunoscute pentru grafitul lamelar, dar cu grad de compactizare mai mare, numeroase porțiuni putînd fi definite ca grafit coral.

Nodulii observați în figura 3,*a* par să fie numai partea centrală a acestor agregate, ceea ce confirmă părerea generală că creșterea grafitului vermicular debutează cu formarea grafitului nodular, care ulterior se ramifică.

În absența unor studii efectuate pe grafitul vermicular, obținut în fonte cu sulf scăzut prin mărirea vitezei de răcire, studii în prezent în curs, opinia autorilor este că, date fiind imaginile din figura 4, denumirea corectă pentru grafitul vermicular obținut în fonte tratate cu Mg, Ce și Ti este cea de „grafit coral".

Tabelul 1

Compozițiile chimice ale aliajelor modificatoare utilizate

Simbolul	Scopul	Compoziția chimică, %							
		Si	Ca	Ti	Al	Mg	Mischmetall	Ba	Fe
VM 7	Recompactizant	×	×	—	×	×	—	—	rest
VM 8	Anticompactizant	×	×	×	×	—	—	—	rest
VM11	Compactizant	51,2	1,6	8,9	2,2	4,04	0,3	0,4	rest
VM12	Compactizant	48,0	3,2	9,0	2,5	4,8	0,3	0,5	rest
VM13	Compactizant	38,1	2,1	10,7	6,4	4,2	0,3	—	rest

Tabelul 2

Tratamentul în stare lichidă și compozițiile chimice ale unor fonte cu grafit vermicular

Topitura	Modificarea, %	Postmodificarea FeSi 75%,	Compoziția chimică, %							
			C	Si	Mn	P	S	Ti	Al	Mg
51.1	1,1 VM13	0,5	3,24	3,55	0,47	0,06	0,022	0,033	0,02	0,032
52.1	0,9 VM11	0,5	3,82	2,94	0,14	0,015	0,08	0,04	0,03	0,024

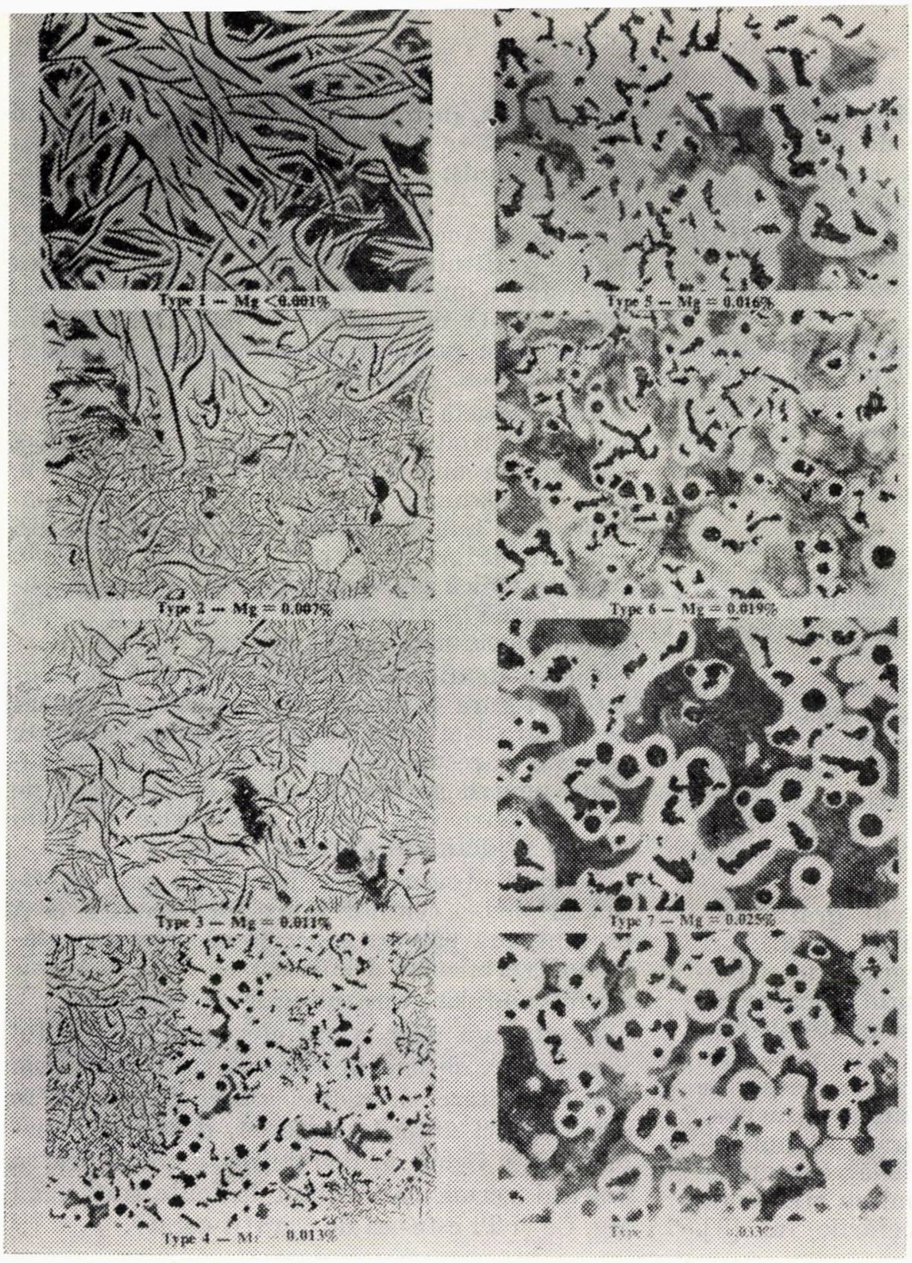

Type 1 — Mg <0.001%
Type 2 — Mg = 0.007%
Type 3 — Mg = 0.011%
Type 4 — Mg = 0.013%
Type 5 — Mg = 0.016%
Type 6 — Mg = 0.019%
Type 7 — Mg = 0.025%

Fig. 1. Diferite forme de grafit obţinute prin creşterea conţinutului de Mg în fonte de bază de puritate ridicată

Atac nital; ×400

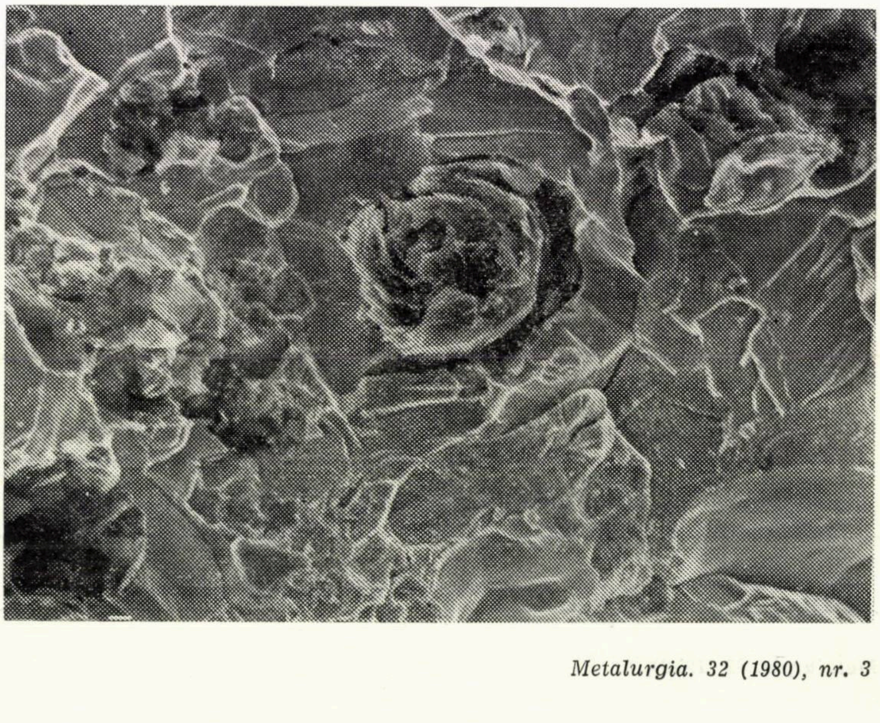
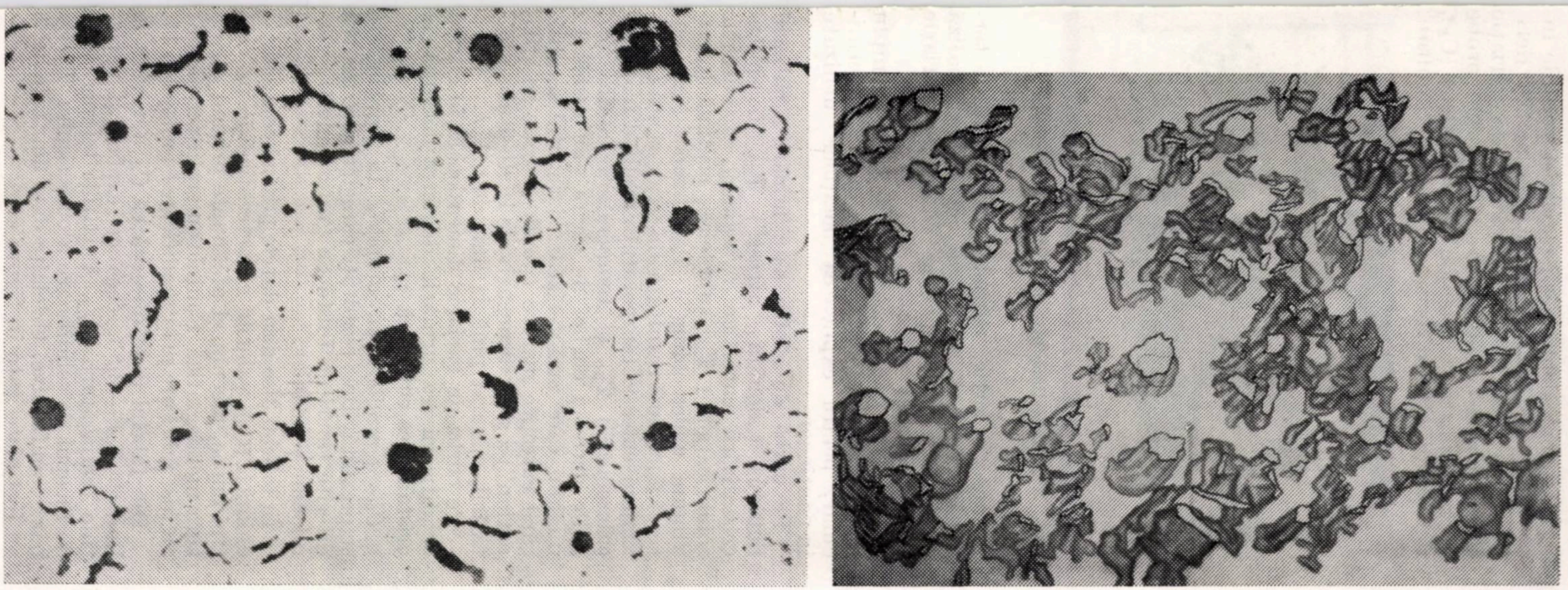


Fig. 2. Imagine fractografică obţinută prin microscopie cu baleiere din proba 51.1 ; ×1000



a) b)

Fig. 3. Structura spațială a grafitului vermicular :
a) imagine metalografică de bază; b) reconstituirea spațială după șlefuiri succesive; × 130

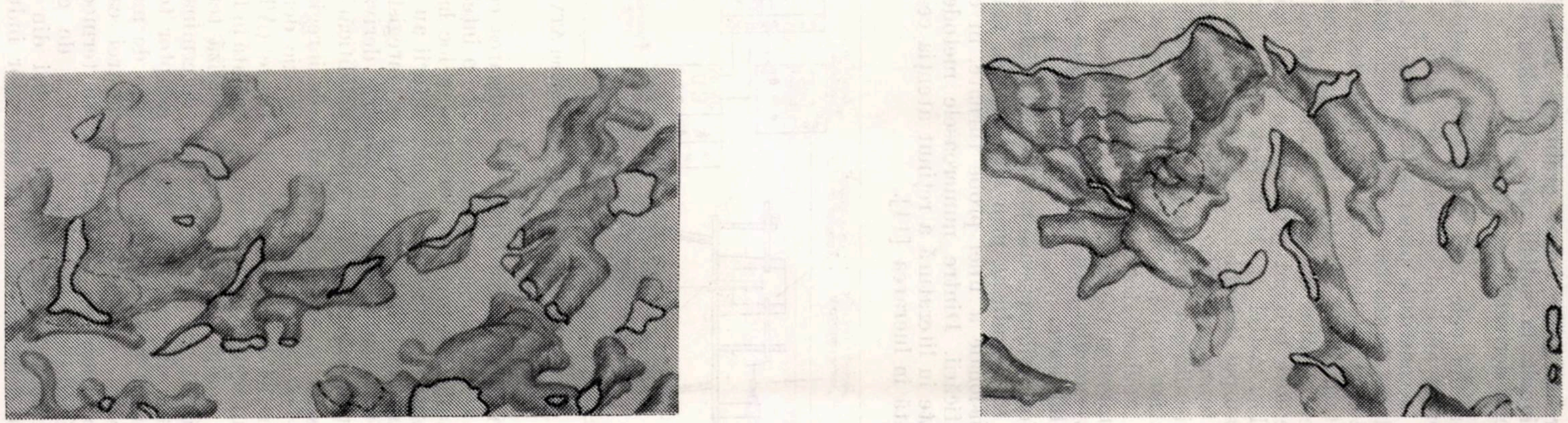


Fig. 4. Agregate spațiale tipice de grafit vermicular

Corelații între forma grafitului, variația dimensională la solidificare și analiza termică numeric derivată

Una din cele mai interesante realizări în domeniul analizei curbelor de răcire, a aliajelor, o constituie punerea la punct [11], [12] a metodei de analiză termică numeric derivată. După cum se știe această metodă, care constă în determinarea variației în timp a vitezei de răcire, permite obținerea unor informații suplimentare privind procesul de cristalizare al fontelor. Astfel B. Hribovsek și B. Marincek [13] au pus în evidență existența unei corelații între forma grafitului și vitezele de solidificare la cristalizarea eutectică masivă („bulk solidification rate"). Acestea au dus la ideea utilizării analizei termice numeric derivată la determinarea rapidă a formei grafitului (lamelar, vermicular sau nodular) în fonta în curs de solidificare.

Informații prețioase privind cristalizarea fontelor se pot obține prin înregistrarea variației dimensionale a unei probe turnate, în cursul solidificării. Dintre numeroasele metode prezentate în literatură a reținut atenția cea prezentată în lucrarea [14].

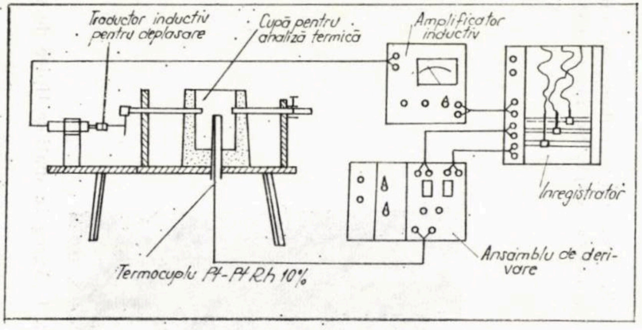


Fig. 5. Schema de principiu a aparatului ATVD

Avînd în vedere faptul că utilizarea combinată a celor două metode permite o înțelegere mai adîncă a fenomenelor care au loc la cristalizarea eutectică a fontelor, autorii au realizat un aparat care execută și înregistrează simultan analiza termică numeric derivată și variația dimensională în cursul solidificării.

Descrierea metodei. Aparatul de înregistrare a curbei de analiză termică numeric derivată a variației dimensionale la solidificare (ATVD), a cărui schemă de principiu se prezintă în figura 5, se compune din: cupă de analiză termică prevăzută cu dispozitive de determinare a variației dimensionale (fig. 6), adaptor termometric cu bloc de derivare, punte de măsură inductivă, înregistrator Y-t cu trei canale. Temperatura s-a măsurat cu un termocuplu Pt–PtRh10 % protejat cu teacă de cuarț, iar variația dimensională a probei din cupă a fost determinată cu un traductor inductiv.

În scopul identificării corelației posibile între forma grafitului și diferiți parametri ai derivatei curbei de răcire și ai curbei de variație dimensională la solidificare, s-au turnat probe cu aproximativ același carbon echivalent (C_E), dar modificate diferit, trasîndu-se simultan, pe aceeași hîrtie, curbele pentru analiza termică $T = f(\tau)$, derivata curbei de analiză termică $dT/d\tau = f(\tau)$ și curba de variație dimensională $\varepsilon = f(\tau)$.

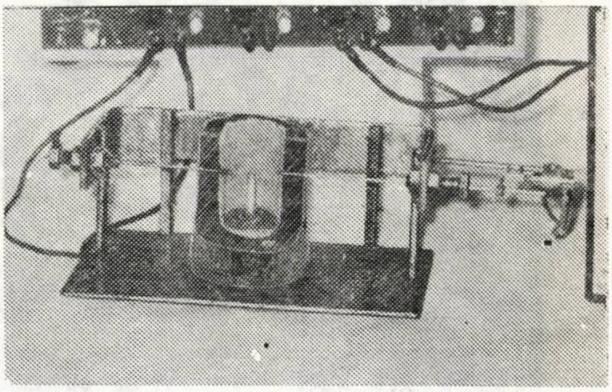


Fig. 6. Secțiune prin cupa de analiză termică

În figura 7 se prezintă cu titlu de exemplu cele trei curbe pentru o fontă cu grafit vermicular, pentru explicarea notațiilor utilizate în continuare.

Pe curba de răcire s-au urmărit: palierul lichidus („liquidus arrest") T_{LA}, începutul cristalizării eutectice („begining of eutectic solidification") T_E, subrăcirea maximă („maximum undercooling") T_{EU}, temperatura eutectică maximă rezultată din recalescență („maximum eutectic temperature resulted from recalescence") T_{ER} și temperatura solidus T_s.

Pe derivata curbei de răcire s-au urmărit: unghiul care caracterizează începutul solidificării eutectice masive („bulk eutectic solidification") α și picul negativ de la sfîrșitul solidificării, măsurat pînă la linia de nul, h.

Pe curba de variație dimensională în cursul solidificării s-a urmărit dilatarea maximă la cristalizarea eutectică ε_d.

Cîteva rezultate și discuții. În continuare se prezintă cîteva rezultate caracteristice pentru diferite tipuri de fonte cu grafit lamelar, vermicular și nodular.

În tabelul 3 se dau datele privind compoziția chimică (C_E), valorile caracteristice de pe cele trei curbe, precum și amănunte privind structura metalografică. Fontele cu grafit vermicular au fost fabricate prin modificare cu aliaj MV11.

Din tabelul 3 se observă că C_E a variat în limitele 3,45–3,85, ceea ce explică și variațiile temperaturii T_{LA}. Variațiile temperaturii de început de solidificare a eutecticului T_E nu par semnificative. Celelalte date din tabelul 3 au fost sintetizate în figura 8.

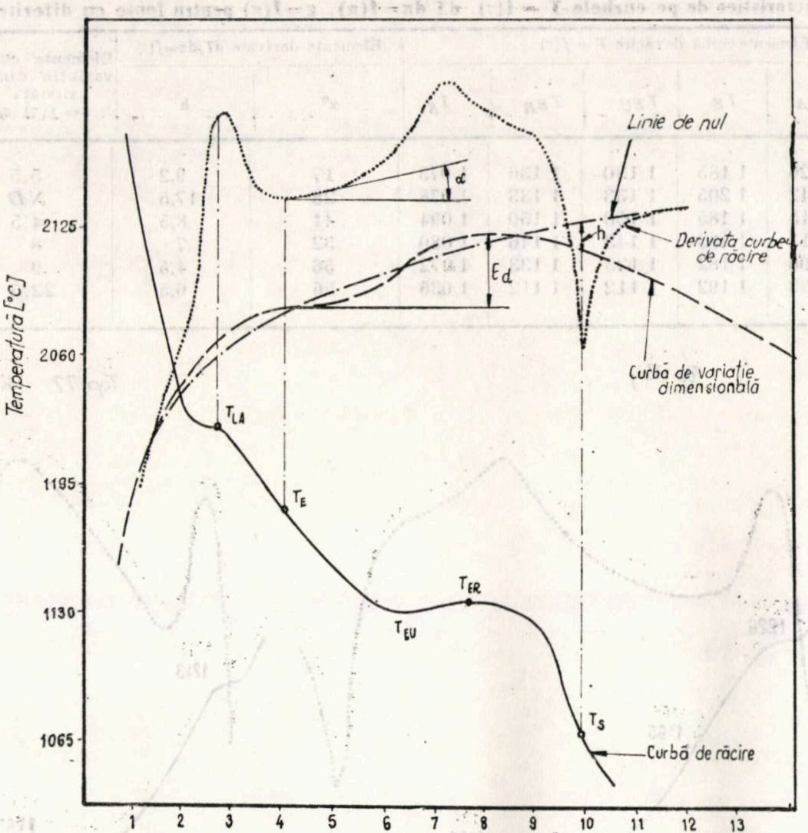


Fig. 7. Notaţii caracteristice pe curbele de analiză termică, analiză termică derivată şi variaţie dimensională

Se observă în primul rînd că atît temperatura eutectică maximă T_{ER}, cît şi temperatura solidus T_s înregistrează un maximum în domeniul corespunzător formei vermiculare ($K_f = 5-6$). Acest maximum este de 1 145 – 1 150°C pentru T_{ER} şi de 1 080 – 1 090°C pentru T_s.

Foarte semnificativă pare să fie variaţia unghiului α, care caracterizează variaţia vitezei de cedare a căldurii în unitatea de timp, la solidificarea eutectică masivă. Se observă că α creşte continuu pe măsura compactizării grafitului, valorile caracteristice pentru grafitul vermicular fiind $\alpha = 42-50°$.

Un alt indiciu privind forma grafitului este dat de braţul ascendent al derivatei curbei de răcire în porţiunea corespunzătoare începutului cristalizării eutectice masive. Comparînd curbele din figura 9, se observă că, atunci cînd în structură grafitul este lamelar (topitura 84, $K_f = 1$), curba prezintă o concavitate pronunţată îndreptată în sus (fig. 9,*a*), care demonstrează accelerarea cedării căldurii în cazul formării grafitului lamelar şi cristalizează după sistemul creşterii cuplate („coupled growth”). În această situaţie, interfaţa solid-lichid de cedare a căldurii creşte pe măsură ce solidificarea avansează.

La fonte cu grafit vermicular de calitate inferioară (topitura 75, $K_f = 4{,}5$) se mai poate

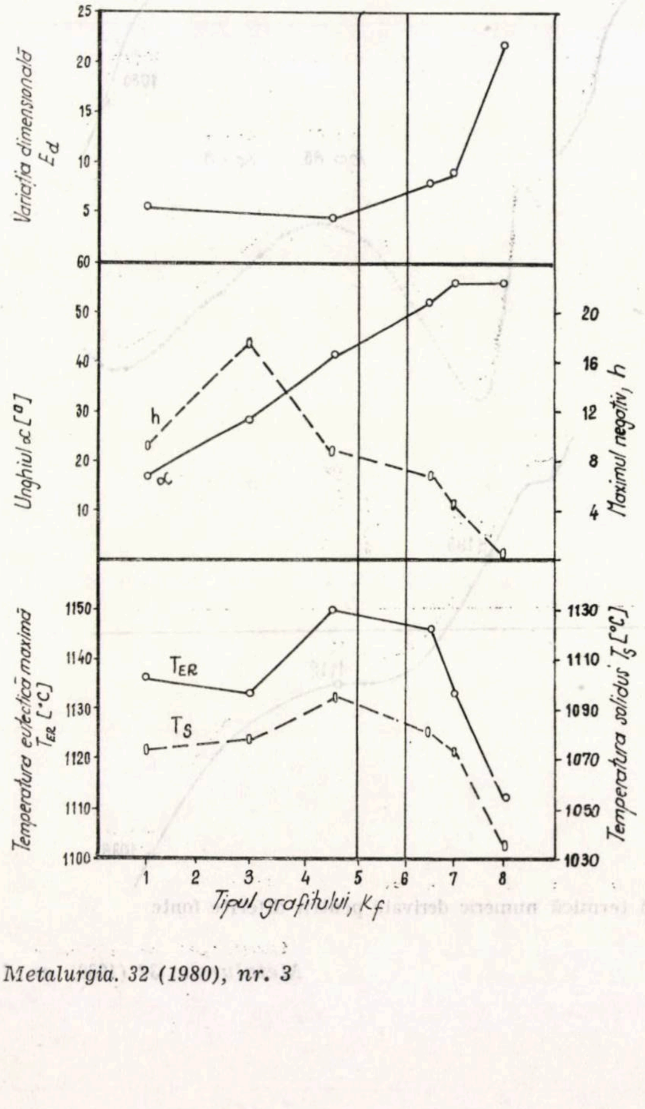


Fig. 8. Influenţa formei grafitului asupra unor elemente caracteristice de pe curbele $T = f(\tau)$; $dT/d\tau = f(\tau)$; $\varepsilon = f(\tau)$

Elementele caracteristice de pe curbele T = f(τ), dT/dπ=f(π), ε=f(π) pentru fonte cu diferite structuri *Tabelul 3*

Topitura	Elemente curbă de răcire $T = f(\tau)$						Elemente derivate $dT/d\tau = f(\tau)$		Elemente curbă variație dimensională $\varepsilon = f(\tau)$ ε_d	Structura	
	CE	T_{LA}	T_E	T_{EU}	T_{ER}	T_S	α^0	h		K_f	Ferită, %
84	3,58	1 226	1 185	1 130	1 136	1 073	17	9,2	5,5	1	5
74	3,45	1 242	1 205	1 133	1 133	1 078	28	17,5	*ND*	3	23
75	3,67	1 215	1 185	1 150	1 150	1 094	41	8,5	4,5	4,5	69
77	3,68	1 213	1 183	1 143	1 146	1 080	52	7	8	6,5	57
83	3,74	1 206	1 182	1 133	1 133	1 072	56	4,5	9	7	53
85	3,85	1 193	1 192	1 112	1 112	1 036	56	0,5	22,5	8	16

ND – nedeterminat

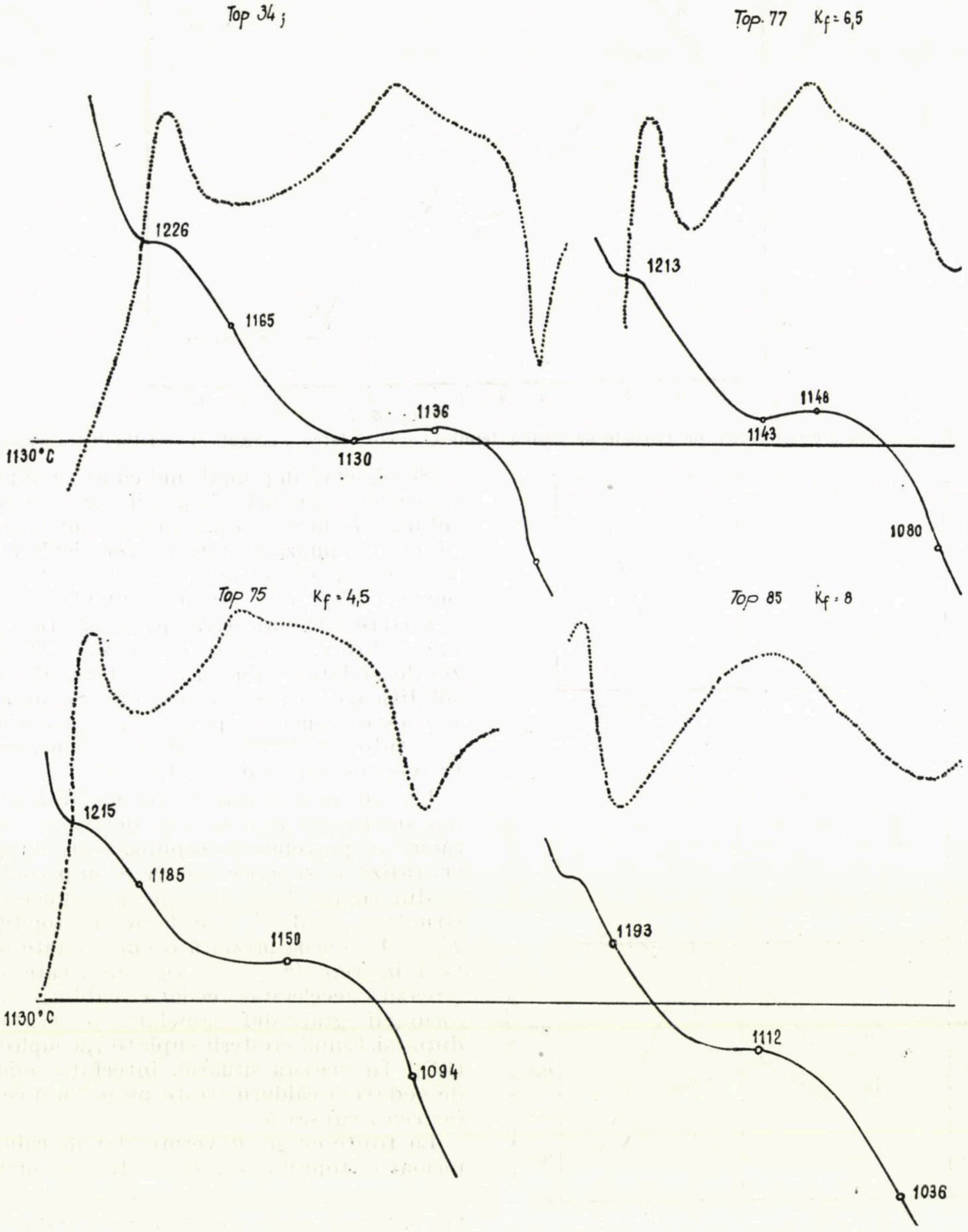


Fig. 9. Curbe de analiză termică și analiză termică numeric derivată pentru diferite fonte

observa o concavitate (fig. 9,*b*), concavitate care dispare complet la fonta cu grafit vermicular de calitate superioară (topitura 77, $K_f = 6{,}5$), ca şi la fonta cu grafit nodular (topitura 85, $K_f = 8$) (fig. 9, *c* şi *d*). Aceasta pare să arate că are loc o trecere treptată de la creşterea cuplată, caracteristică grafitului lamelar, la creşterea separată („separate growth"), caracteristică grafitului nodular. În cazul creşterii separate, viteza de cedare a căldurii este constantă.

Rezultă deci că, din punct de vedere al mecanismului de creştere, grafitul vermicular este intermediar între cel lamelar şi cel nodular, creşterea avînd loc parţial cuplat şi parţial separat. În această direcţie rezultatele obţinute confirmă ipoteza avansată în [15].

De asemenea picul negativ de la sfîrşitul solidificării pare să fie un indicator preţios al formei grafitului, valoarea sa tinzînd către zero pentru cazul grafitului nodular.

Rezultatele experimentale au arătat o corelaţie clară între dilatarea maximă la cristalizarea eutectică ε_d şi forma grafitului, valoarea lui ε_d fiind cu atît mai mare, cu cît grafitul este mai compact. Din figura 8 se observă că dacă între fonta cu grafit lamelar şi fonta cu grafit vermicular diferenţa este mică din acest punct de vedere ($\varepsilon_d\, F_g = 5$ şi $\varepsilon_d\, F_{gv} = 5-9$), în schimb între fonta cu grafit vermicular şi cea cu grafit modular diferenţa este cu atît mai mare, cu cît grafitul este mai nodular, ε_d ajugînd la 22 pentru fonta cu grafit nodular.

Concluzii: Datele furnizate de analiza termică numeric derivată şi de variaţia dimensională la solidificare permit controlul riguros al modificării fontei în scopul producerii grafitului vermicular. Ca urmare, există premisele pentru producerea fontelor cu grafit vermicular într-un domeniu structural şi deci de caracteristici mecanice şi proprietăţi de turnare într-un interval foarte strîns.

Corectarea formei grafitului vermicular prin postmodificare

Stadiul actual privind tehnologiile de fabricare a fontelor cu grafit vermicular. În principiu există trei metode de fabricare a fontelor cu grafit vermicular:

a) prin modificarea fontei cu aliaje care conţin atît elemente modificatoare (Mg, Ce), cît şi elemente antimodificatoare (Ti, Al) [2], [7], [10], [19], [20];

b) prin modificare cu pămînturi rare, în special mischmetall [4], [6], [16]–[18];

c) prin desulfurarea avansată a fontelor (maximum 20 ppmS) şi mărirea vitezei de răcire, eventual şi modificarea cu Zr [9].

Succesul operaţiei de obţinere a grafitului vermicular printr-una din tehnologiile de la punctul (*a*) sau (*b*) este determinat însă de constanţa conţinutului de S din fonta iniţială, precum şi de respectarea riguroasă a temperaturii de turnare. Abateri de la aceşti doi parametri determină asimilări diferite ale elementelor modificatoare, care au ca rezultat abateri de la forma vermiculară a grafitului fie spre cea lamelară, fie spre cea nodulară.

Faptul că după primul tratament de modificare compactizantă conform tehnologiei clasice, prin procedeul descris mai sus, se poate stabili cu exactitate forma grafitului ce se va obţine în piesă, permite o abordare nouă a tehnologiei de fabricare a fontei cu grafit vermicular. Apare posibilitatea corectării formei grafitului prin postmodificare.

Cercetări proprii şi discuţii. În continuare se prezintă o serie de date experimentale care demonstrează posibilitatea influenţării formei grafitului prin postmodificare.

S-au elaborat o serie de topituri în greutate de 70 kg într-un cuptor cu inducţie acid la frecvenţa de 2 500 Hz. Ca materii prime s-au folosit fontă brută de înaltă puritate tip FIP şi oţel vechi, în diferite proporţii, conform tabelului 4. Topiturile 75–77 au fost modificate în vederea compactizării grafitului cu 1,1 % VM 11, iar topiturile 78–80, cu 1,1 % VM12, prin metoda Trigger. Compoziţiile chimice ale aliajelor VM11 şi VM12 se dau în tabelul 1.

Tabelul 4

Detalii privind elaborarea şi modificarea fontelor cu grafit vermicular

Topitura	Încărcătura, kg		Temperatura de modificare, °C	Modificare de compactizare
	Fontă FIP	Oţel vechi		
75	60	10	1 540	1,1 %VM11
76	45	25	1 540	
77	10	60	1 550	
78	60	10	1 545	1,1 %VM12
79	45	25	1 550	
80	10	60	1 550	

După modificarea de compactizare, din fiecare topitură s-au turnat trei probe cu oală de 15 kg: prima probă a fost postmodificată în oală cu aliaj anticompactizant VMB, a doua probă, cu aliaj grafitizant neutru FeSi75, iar a treia probă, cu aliaj recompactizant VM7. Compoziţiile chimice ale aliajelor VM7 şi VM8 se dau de asemenea în tabelul 1.

Probele turnate au avut diametrul de 25 mm. Rezultatele privind compoziţia chimică, caracteristicile mecanice şi structura probelor turnate se dau în tabelul 5.

Se poate observa că gradul de compactizare cel mai redus s-a obţinut în toate cazurile atunci cînd, după modificarea de compactizare, fonta lichidă a fost postmodificată cu aliaj

Tabelul 5

Compozițiile chimice, caracteristicile mecanice și structura probelor turnate

Proba	Postmodificarea	Compoziția chimică, %								Caracteristici mecanice			Structura	
		C	Si	Mn	P	S	Mg	Ti	Al	R_m, N/mm²	A_5, %	*HB*	K_f	Ferita, %
75.2	0,5% VM8	3,14	3,05	0,17	0,012	0,012	0,31	0,083	0,018	362	1,2	179	6	78
75.3	0,5% FeSi75		3,09			0,014	*ND*	0,079		397	2,6	170	6,5	90
75.4	0,5% VM7		3,03			0,014	0,049	0,079		393	3,0	170	7	90
76.2	0,5% VM8	3,16	2,89	0,25	0,037	0,017	*ND*	0,079	0,018	370	0,6	179	5	65
76.3	0,5% FeSi75		3,08			0,017	*ND*	0,080		385	2,8	170	6	86
76.4	0,5% VM7		3,03			0,014	*ND*	0,090		392	2,9	183	6,5	86
77.2	0,5% VM8	3,17	2,92	0,26	0,037	0,012	*ND*	0,090	0,018	369	0,4	170	5	69
77.3	0,5% FeSi75		3,03			0,012	*ND*	0,080		409	4,2	179	6	81
77.4	0,5% VM7		2,90			0,011	*ND*	0,050		422	4,7	183	7,5	78
78.2	0,5% VM8	3,23	3,12	0,27	0,038	0,012	0,034	0,12	0,018	445	5,4	179	6	90
78.3	0,5% FeSi75		3,27			0,012	*ND*	0,11		434	4,0	179	6	100
78.4	0,5% VM7		3,23			0,011	0,044	0,11		445	6,1	179	7	100
79.2	0,5% VM8	3,27	2,84	0,29	0,038	0,015	*ND*	0,12	0,025	366	1,6	207	5	73
79.3	0,5% FeSi75		3,04			0,015	*ND*	0,10		396	2,3	187	5,5	78
79.4	0,5% VM7		2,91			0,014	*ND*	0,10		396	2,7	192	5,5	78
80.2	0,5% VM8	3,30	2,73	0,35	0,036	0,015	*ND*	0,11	0,03	362	0,5	218	5	69
80.3	0,5% FeSi75		2,90			0,014	*ND*	0,07		393	2,3	187	5,5	81
80.4	0,5% VM7		2,83			0,013	*ND*	0,07		420	3,5	197	6	78

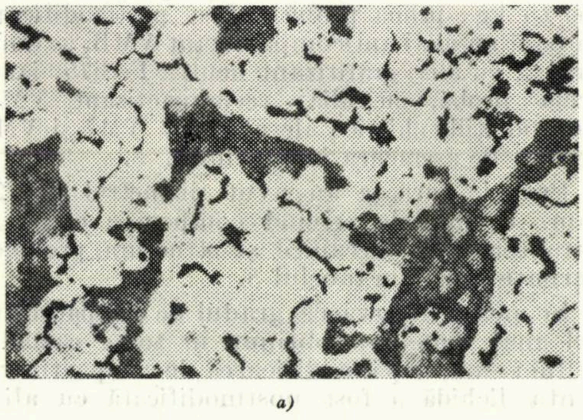
ND—nedeterminat

anticompactizant VM8. Această influență asupra formei grafitului s-a reflectat și asupra alungirii, care în general a fost minimă. Postmodificarea cu FeSi75 a determinat obținerea unui grafit mai compact cu creșterea corespunzătoare a alungirii. Compactizarea maximă și alungirea maximă s-au obținut la postmodificarea cu aliaj compactizant VM7.

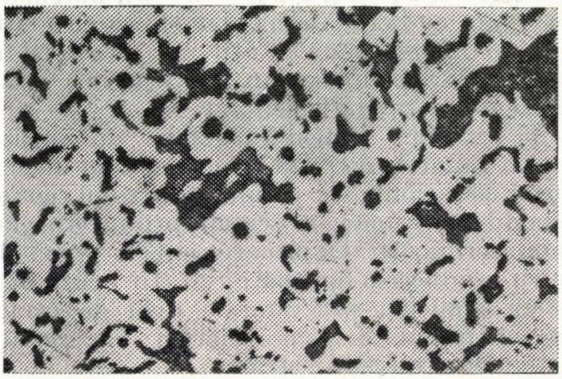
Influența tipului de aliaj de postmodificare asupra microstructurii unor probe din topitura 80 se prezintă în figura 10.

Făcînd media pe toate rezultatele experimentale din tabelul 5, se obține o sinteză a influenței tipului de aliaj de postmodificare, prezentată în tabelul 6.

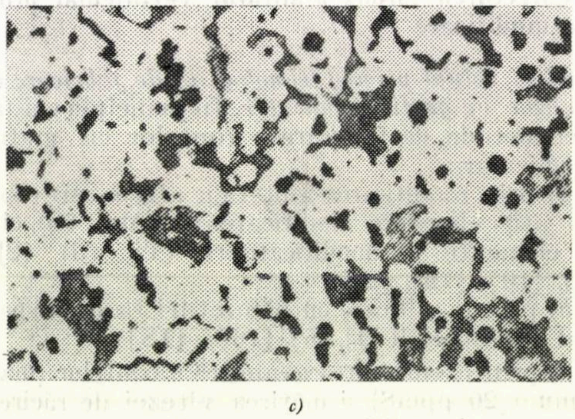
Influența proporției de oțel vechi din încărcătură asupra formei grafitului și alungirii probelor din topiturile 78,79 și 80 este prezentată



a)



b)



c)

Fig. 10. Influența tipului de aliaj folosit la postmodificare asupra microstructurii fontei 80 :
a) după postmodificare cu VM8; *b)* după postmodificare cu FeSi75; *c)* după postmodificare cu VM7
Atac nital; ×1000

Tabelul 6

Aliajul	K_f	A_5, %
Anticompactizant VM8	5,33	1,62
Neutru FeSi75	5,92	3,03
Recompactizant VM7	6,41	3,82

în figura 11. Se observă că, așa cum era de așteptat, atît gradul de compactizare al grafitului, cît și alungirea scad cu creșterea proporției de oțel vechi din încărcătură. Curbele corespunzătoare postmodificării cu aliaj recompactizant VM7 sînt situate deasupra celor corespunzătoare postmodificării cu aliaj neutru FeSi75, în timp ce curbele corespunzătoare postmodificării cu aliaj anticompactizant VM8 sînt situate dedesubtul acesteia.

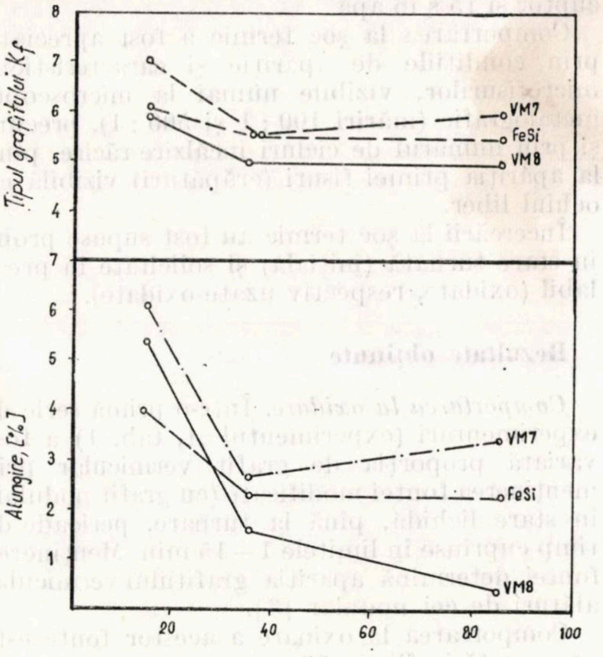


Fig. 11. Influența tipului de aliaj folosit la postmodificare asupra alungirii și formei grafitului în funcție de proporția de fier vechi din încărcătură

Concluzii

Rezultă clar că prin postmodificarea cu aliaj adecvat poate fi influențată considerabil forma grafitului vermicular, ceea ce avînd în vedere posibilitatea de control rapid al formei grafitului demonstrează că se pot fabrica fonte cu grafit vermicular cu structura controlată într-un domeniu foarte strîns și deci cu o constanță remarcabilă a caracteristicilor mecanice și proprietăților de turnare.

Autorii mulțumesc colegilor lor ing. Maria Solacolu, K. Haltrich, V. Patras, C. Crăciunescu și I. Cristea, care au participat, în diferite faze, la executarea lucrărilor.

BIBLIOGRAFIE

[1] Morrogh, H. și Williams, W.J. *Production of nodular graphite structures in cast irons.* În : Journal of the Iron and Steel Institute, martie, 1948, p. 306—322.

[2] Schelleng, R.D. *Perfectionnement des fontes à graphite.* British Patent 1.069.059. Brevet Français nr. 1.480.448 din 4 mai 1966.

[3] Margerie, J.C. *Étude bibliographique sur les fontes à graphite vermiculaire.* În : Fondeur d'aujourd'hui, nr. 254, p. 25—29.

[4] Sissener, J., Thury, W., Hummer, R. și Nechtelberger, E. *Cast Iron with Vermicular Graphite.* În : Cast Metals Research Journal, decemb., 1972, p. 178—181.

[5] Sergeant, G.F. și Evans, E.R. *The production and properties of compacted graphite irons.* În : The British Foundryman, nr. 5, 1978, p. 115—124.

[6] Svoboda, A. *Moznosti vyroby vermikularni litny.* În : Slevarenstvi, nr. 2—3, 1978, p. 112—115.

[7] Sofroni, L., Ripoșan, I. și Chira, I. *Some considerations on the crystallization features of cast irons with intermediary — shaped graphite.* În : The Metallurgy of Cast. Iron. Proceedings of the Second International Symposium on the Metallurgy of Cast Iron. Geneva, mai, 1974, p. 179—195.

[8] Aleksandrov, N.N. ș.a. *Kristallizațiia i stroenie vermikuliarnovo grafita v ciugune.* În : Liteinoe Proizvodstvo, nr. 9, 1975, p. 5—6.

[9] Campomanes, E. și Goller, R. *Herstellung von Gusseisen mit Zwischenformen der Graphitausbildung.* În : Giesserei Praxis, nr. 3, 1977, p. 32—40.

[10] Evans, E.R., Dawson, J.V. și Lalich, M.J *Compacted graphite cast iron and their production by a single alloy addition.* În : AFS International Cast Metals Journal, iunie, 1976, p. 13—18.

[11] Wlodawer, R.: În: Giesserei—Rundschau, nr. 20, 1970, p. 1—28.

[12] Rabus, D. și Pölten, Șt. *Deutung von Erstarrungsvorgängen in beliebigen Gusstücken mittels differenzierter technologischer Kalorimeterkurven.* În : Giesserei — Rundschau, nr. 9, 1972, p. 1—8.

[13] Hribovsek, B.J. și Marincek, B. *Thermal analysis of bulk solidified cast iron melts.* În : The Metallurgy of Cast Iron. Proceedings of the Second International Symposium on the Metallurgy of Cast Iron. Geneva, mai, 1974, p. 659—672.

[14] Nandori, G. și Dul, J. *Length —change and expansion forces during solidification of flake and nodular graphite iron and its connection with the cast structure.* În : 45 th International Foundry Congress, Budapesta, 1978, comunicarea nr. 15.

[15] Bäckerud, L., Nilsson, K. și Steen, H. *Study of nucleation and growth of graphite in magnesium — treated cast iron by means of thermal analysis.* În : The Metallurgy of Cast Iron. Proceedings of the Second International Symposium on the Metallurgy of Cast Iron. Geneva, mai 1974, p. 625—637.

[16] Alecksandrov, N.N. ș.a. *Primenenie visokoprocinovo ciuguna s vermikuliarnim grafitom dlia detalei dizelnih dvigatelei.* În : Liteinoe proizvodstvo, nr. 7, 1977, p. 9—10.

[17] Aleksandrov, N.N. ș.a. *Tehnologhiia poluceniia i svoistva visokoprocinovo ciuguna s vermikuliarnim grafitom.* În : Liteinoe Proizvodstvo, nr. 9, 1976, p. 12—14.

[18] Bechny, L., Konecny, L. și Skocovsky, P. *Prispevok k problematike vyroby liatiny s cervikovitym grafitom v C.S.S.R.* În : Slevarenstvi, nr. 2—3, 1978, p. 103—106.

[19] Oathout, R.R. *Compacted graphite iron.* În : Metal Progress, mai, 1978, p. 54—57.

[20] Dinescu, L. ș.a. *Cercetări privind fabricarea fontelor cu grafit vermicular.* În : Metalurgia, nr. 6, 1979, p. 290.

Cercetări privind comportarea la oxidare şi şoc termic a fontelor cu grafit vermicular*)

Dr. ing. I. Ripoşan, prof. dr. ing. L. Sofroni
şi ing. M. Chişamera
Institutul politehnic — Bucureşti

CZ: 536.21 : 669.13

Funcţionarea pieselor din fontă în medii oxidante, la temperaturi ridicate, are ca urmare oxidarea acestora, fenomen pus în evidenţă prin creşteri în greutate. Procesul de oxidare a fontei influenţează negativ proprietăţile acesteia, atît cele mecanice, cît şi cele de exploatare.

În cazul fontei, un rol important în cadrul procesului de oxidare îl are grafitul, care constituie veritabile căi de pătrundere a agentului oxidant în adîncimea peretelui piesei din fontă. Din această cauză, grafitul influenţează comportarea fontei în condiţii de oxidare atît prin cantitatea sa, cît mai ales prin formă, dimensiuni, mod de repartizare şi asociere etc.

Încălzirea şi răcirea repetată (şoc termic) conduce la apariţia de fisuri în structura fontei. Rezistenţa la şoc termic este dependentă, în mare măsură, de structură, avînd în vedere faptul că constituenţii structurali au capacităţi diferite de transmitere a căldurii. Atît masa metalică, cît mai ales grafitul joacă un rol important în asigurarea unei anumite rezistenţe la apariţia fisurilor, în condiţii de şoc termic.

În cadrul lucrării a fost urmărită comportarea la oxidare şi şoc termic a fontelor cu grafit vermicular, comparativ cu fontele cu grafit nodular şi lamelar, precum şi în condiţii de asociere a diferitelor forme de grafit.

Condiţii de experimentare

Fontele utilizate la experimentări au fost elaborate în cuptoare electrice cu inducţie, modificarea realizîndu-se în oală, prin procedeul Sandwich şi în forma de turnare. Pentru modificare au fost utilizaţi modificatori din sistemul FeSiCaMg şi FeSiCaAlTiMg [1]. Caracteristicile structurale ale fontelor sînt prezentate în tabelul 1.

Încercarea la oxidare a avut loc într-un cuptor cu bare de silită, după următorul regim termic : încălzirea pînă la 600°C (cu o viteză de 300°C/h), o menţinere timp de 4 h la 600°C şi o răcire în cuptor, cu o viteză de 35°C/h.

Comportarea la oxidare a fontelor este exprimată prin creşterile în greutate (% faţă de greutatea iniţială).

Încercarea la oxidare a avut loc în două condiţii :

I — Probe prelevate din epruvete în stare turnată.

II — Probe care în prealabil au fost supuse la o solicitare de uzare prin frecare uscată, după următorul regim : frecare timp de 2 h, sub sarcină, pe un disc din oţel manganos, atît proba cît şi discul aflîndu-se în mişcare [2].

Încercarea la şoc termic a fost efectuată prin încălzirea probelor într-un cuptor cu bare de silită şi apoi răcirea acestora în apă. Temperatura în cuptor a fost menţinută la 900 ± 5°C, iar răcirea în apă, la 20 ± 5°C. Durata unui ciclu de şoc termic a fost de 60 s, din care 45 s în cuptor şi 15 s în apă.

Comportarea la şoc termic a fost apreciată prin condiţiile de apariţie şi caracteristicile microfisurilor, vizibile numai la microscopul metalografic (măriri 100 : 1 şi 500 : 1), precum şi prin numărul de cicluri încălzire-răcire, pînă la apariţia primei fisuri (crăpături) vizibilă cu ochiul liber.

Încercării la şoc termic au fost supuse probe în stare turnată (iniţială) şi solicitate în prealabil (oxidate, respectiv uzate-oxidate).

Rezultate obţinute

Comportarea la oxidare. Într-o primă serie de experimentări (experimentul *A*, tab. 1) a fost variată proporţia de grafit vermicular prin menţinerea fontei modificate (cu grafit nodular) în stare lichidă, pînă la turnare, perioade de timp cuprinse în limitele 1—15 min. Menţinerea fontei determină apariţia grafitului vermicular alături de cel nodular [3].

Comportarea la oxidare a acestor fonte este prezentată în figura 1.

Apariţia grafitului vermicular alături de cel nodular micşorează rezistenţa la oxidare a fontelor, înregistrîndu-se sporuri în greutate mai mari. Se remarcă însă faptul că apariţia a 10 % Gv nu schimbă practic comportarea la oxidare a fontelor cu grafit nodular, deosebiri mai mari apărînd la valori de 25—45 % Gv. La aceste valori ale conţinutului de grafit vermicular, sporul în greutate se măreşte cu circa 20 % (fig. 1,*a*).

Uzarea prealabilă a fontei, în condiţii de frecare uscată, conduce la comportări oarecum diferite la oxidare (fig. 1,*b*). Solicitarea mecanică a fontei în timpul frecării (sub sarcină) a condus la creşterea sensibilităţii la oxidare, înregistrîndu-se sporuri în greutate pentru toate fontele. Se constată însă că uzarea prealabilă a fontei micşorează acţiunea grafitului vermicular, astfel încît valori de pînă la 25 % Gv nu schimbă

---

* Lucrarea a fost prezentată la cel de-al 46-lea Congres internaţional de turnătorie, Madrid, 1979.

Tabelul 1

Caracteristicile structurale ale fontelor

Experiment	Nr. crt.	Perlită, %	Cantitatea de grafit, % Gn	Gv	Gl	Dimensiuni grafit	Observaţii
A	1	55	100	—	—	$d_{med} = 38\ \mu m$	Modificare în oală. Menţinere după modificare 1–15 min
	2	50	90	10	—	$d_{med} = 44\ \mu m$	
	3	40	75	25	—	$d_{med} = 49\ \mu m$	
	4	30	55	45	—	$d_{med} = 54\ \mu m$	
B	1	10	100	—	—	$d_{med} = 30\ \mu m$	Modificare în oală
	2	20	100	—	—	$d_{med} = 35\ \mu m$	
	3	20	—	100	—	$l = 70-120\ \mu m$ $l/g = 4-9$	
C	1	85	90	10	—	$d_{med} = 40\ \mu m$	Modificare în formă
	2	60	30	70	—	$l_{max} = 150\ \mu m$ $l/g = 5-10$	
	3	100	—	—	100	$l_{max} = 250\ \mu m$ $l/g = 80-150$	

Gn— grafit nodular ; Gv — grafit vermicular ; Gl— grafit lamelar ; *d* — diametru ; *l* — lungime ; *g* — grosime

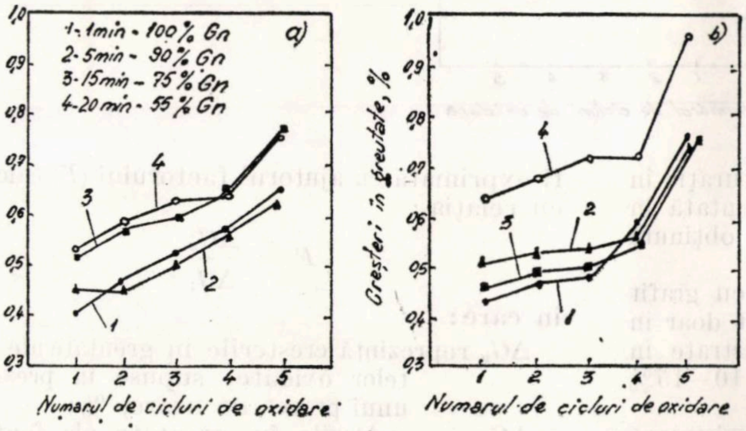


Fig. 1. Comportarea la oxidare a fontelor modificate, menţinute în stare lichidă după modificare :

a — probe în stare turnată ; *b* — probe uzate în prealabil (timpul reprezintă perioada de menţinere după modificare)

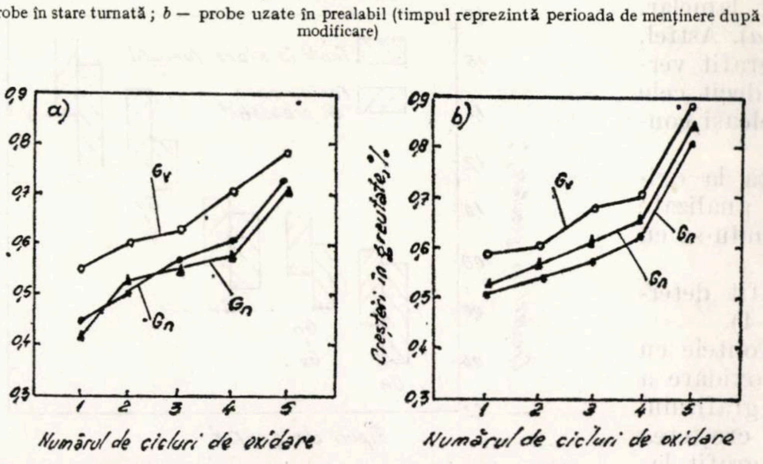


Fig. 2. Comportarea la oxidare a fontelor cu grafit vermicular şi nodular:

a – probe în stare turnată ; *b* – probe uzate în prealabil

comportarea la oxidare a fontelor cu grafit nodular (fig. 1,*b*).

Apariţia unor cantităţi mai mari de grafit vermicular (45% Gv) determină o oxidare mai avansată a fontei (cu 20–25%), de asemenea în raport cu fontele similare, în stare turnată (cu 10–15%) (fig. 1,*b*).

Modificarea în oală a fontelor, prin procedeul Sandwich, cu un modificator de tip FeSiCaMg a permis obţinerea fontelor cu grafit nodular, iar prin utilizarea modificatorilor FeSiCaAlTiMg, a fontelor cu grafit vermicular (experimentul *B*, tab. 1).

La o aceeaşi compoziţie chimică şi structură a masei metalice de bază (10 – 20% perlită), comportarea la oxidare a fontelor cu grafit vermicular şi nodular este prezentată în figura 2.

Fontele cu grafit vermicular prezintă o sensibilitate mai mare la oxidare decît cele cu grafit nodular, diferenţa fiind însă relativ scăzută (numai de 12–16%) (fig. 2, *a*).

Uzarea prealabilă a fontei reduce această diferenţă în comportare la 10–13% (fig. 2,*b*). Supunerea fontelor, înainte de oxidare, la o frecare uscată, sub sarcină, determină o creştere a oxidării acestora, în raport cu starea turnată. Această creştere este de 20–25% pentru fonta cu grafit nodular şi de 14–16% pentru fonta cu grafit vermicular. În timpul uzării, în structura fontelor apar microfisuri ce constituie apoi în timpul oxidării căi de pătrundere a oxigenului și deci favorizează oxidarea. Un rol similar îl au și separările de grafit. Separările de grafit vermicular, cu o lungime de pînă la 150 μm, favorizează într-o mai mare măsură pătrunderea oxigenului decît nodulii de grafit, cu un diametru de maximum 40 μm, în acest mod explicîndu-se tendința mai mare de oxidare a fontelor cu grafit vermicular.

Microfisurile, apărute în urma uzării, vor sensibiliza mai mult față de oxidare fontele cu grafit nodular, la care posibilitățile de pătrundere a oxigenului erau mai reduse.

Comportarea la oxidare a fontelor cu grafit vermicular, comparativ cu fontele cu grafit lamelar, este prezentată în figura 3.

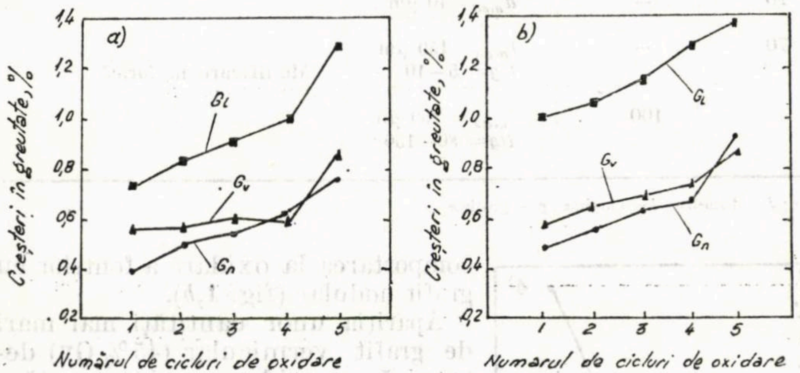


Fig. 3. Comportarea la oxidare a fontelor cu grafit lamelar, vermicular și nodular:
a — probe în stare turnată; *b*—probe uzate în prealabil

Fontele utilizate, la un grad de saturație în carbon de 0,88 și cu structura prezentată în tabelul 1 (experimentul *C*), au fost obținute prin modificarea în formă [4].

Creșterile în greutate ale fontelor cu grafit vermicular (ce conțin și 30% Gn) sînt doar în mică măsură superioare celor înregistrate în cazul fontelor cu grafit nodular (cu 10–15% mai mari) (fig. 3,*a*).

Fontele cu grafit vermicular înregistrează creșteri în greutate, la oxidare, net inferioare celor constatate la fontele cu grafit lamelar, de aceeași compoziție chimică (fig. 3,*a*). Astfel, creșterile în greutate ale fontelor cu grafit vermicular sînt cu 30–60% mai mici decît cele ale fontelor cu grafit lamelar, în aceleași condiții de oxidare.

Uzarea prealabilă mărește tendința la oxidare, în cazul tuturor fontelor analizate (fig. 3,*b*), creșterile în greutate mărindu-se cu 10–30%.

Asocierea diferitelor forme de grafit determină grade de oxidare diferite (fig. 4).

Apariția grafitului vermicular în fontele cu grafit nodular mărește tendința de oxidare a acestor fonte, în timp ce asocierea grafitului vermicular cu cel lamelar conduce la creșterea rezistenței la oxidare a fontelor cu grafit lamelar. Această acțiune a grafitului vermicular conduce la încadrarea fontelor cu aceste forme de grafit într-o poziție intermediară, din punct de vedere al oxidării, între fontele cu grafit nodular și cele cu grafit lamelar. În acest interval, fontele cu grafit vermicular ocupă o poziție mai apropiată de cea a fontelor cu grafit nodular decît de cea a fontelor cu grafit lamelar (fig. 5).

Uzarea prealabilă accelerează oxidarea fontelor, datorită favorizării pătrunderii oxigenului prin microcanalele (microfisurile) apărute în urma procesului de frecare. Rezistența la oxidare este micșorată pentru toate formele de grafit, respectiv asocieri ale diferitelor forme de grafit, în urma uzării fontelor (fig. 4).

Sensibilitatea fontelor, în cadrul procesului de oxidare, față de solicitările anterioare, poate fi exprimată cu ajutorul factorului (F) calculat cu relația:

$$F = \frac{\Delta G_u}{\Delta G_i} \qquad (1)$$

în care:

ΔG_u reprezintă creșterile în greutate ale fontelor oxidate, supuse în prealabil unui proces de uzare, %;

ΔG_i — creșterile în greutate ale fontelor neuzate (inițiale), %.

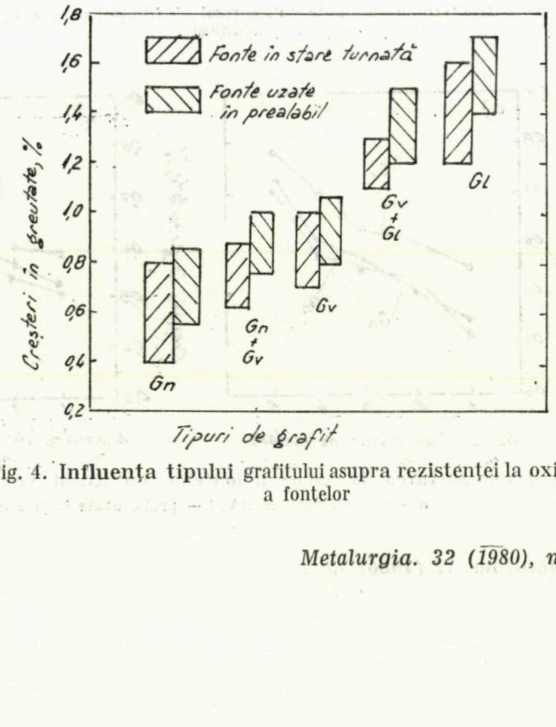


Fig. 4. Influența tipului grafitului asupra rezistenței la oxidare a fontelor

Limitele de variaţie ale acestui factor pentru fontele cu grafit nodular şi vermicular sînt prezentate în figura 6.

Rezultă că fontele cu grafit vermicular sînt mai puţin afectate din punct de vedere al oxidării de efectele uzării prealabile decît fontele cu grafit nodular.

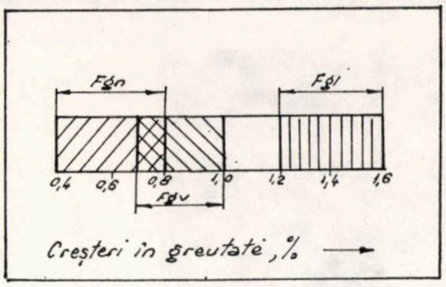


Fig. 5. Poziţia fontelor cu grafit vermicular, din punct de vedere al oxidării

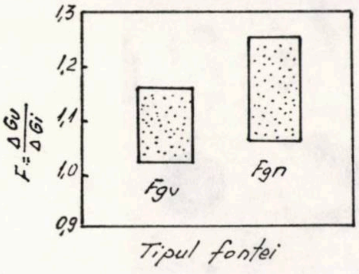


Fig. 6. Dependenţa gradului de oxidare a fontei de solicitarea mecanică prealabilă

După o perioadă de dezoxidare (totală) de 100 h, grosimea stratului superficial oxidat variază în funcţie de tipul fontei, respectiv al grafitului (fig. 7).

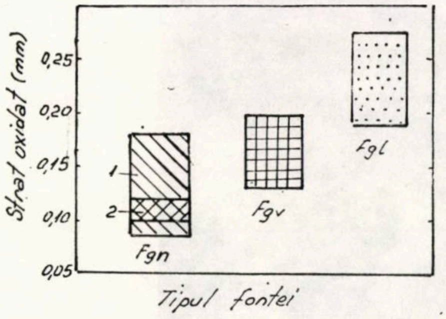


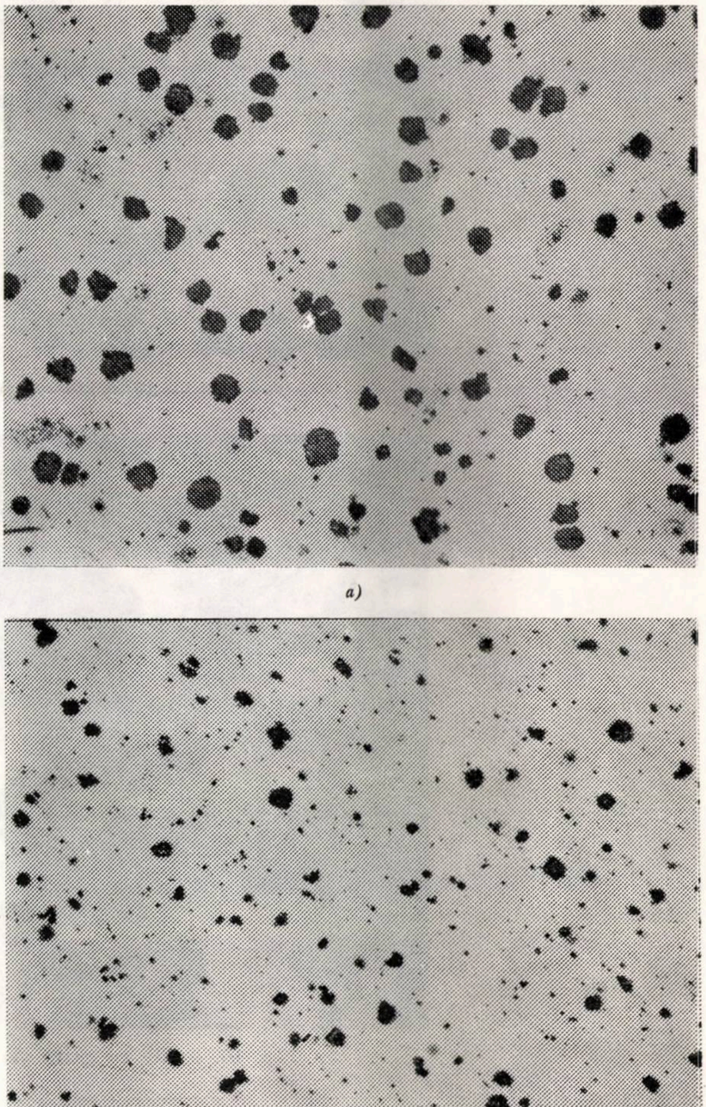
Fig. 7. Grosimea stratului superficial oxidat la fontele cu grafit nodular, vermicular şi lamelar :

2 — noduli cu diametrul > 25 μm ; *1* — noduli cu diametrul sub 25 μm (fig. 8)

În cazul fontelor cu grafit nodular se înregistrează cea mai mică grosime a stratului superficial oxidat, dar aceasta depinde în mare măsură de caracteristicile dimensionale al nodulilor de grafit. Astfel, în cazul în care grafitul se găseşte sub forma unor noduli de dimensiuni mai mari (fig. 8,*a*) şi la o distanţă mai mare între ele, grosimea stratului oxidat este mai mică (fig. 7,*1*). Distribuirea grafitului sub forma unor noduli de dimensiuni mici (< 25 μm) şi într-un număr mare pe unitatea de suprafaţă (fig. 8,*b*) favorizează oxidarea fontei datorită facilitării pătrunderii oxigenului, astfel că stratul superficial oxidat poate să atingă grosimi mari (fig. 7 — Fgn, 1).

La fontele cu grafit vermicular se înregistrează o grosime a stratului superficial oxidat comparabilă, în mare măsură, cu cea a fontelor cu grafit nodular (la limita superioară a acestora), fiind însă net inferioară fontelor cu grafit lamelar.

În figura 9 este prezentată structura unor fonte oxidate ce conţin atît grafit nodular, cît şi vermicular, iar în figura 10, cea a unor fonte cu grafit vermicular (oxidate). În ambele



a)

b)

Fig. 8. Grafit nodular cu diametrul peste 25 μm (*a*) şi sub 25 μm (*b*). Neatacat, 100 : 1

cazuri, stratul de oxid se concentrează în jurul separărilor de grafit, dar suprafaţa oxidată diferă. Trecerea de la grafitul nodular la cel vermicular determină o extindere a zonei ocupate de masa metalică oxidată (fig. 11).

În aceleaşi condiţii de oxidare, în cazul fontelor cu grafit lamelar, practic întreaga masă metalică este oxidată, ceea ce explică şi creşterile mari în greutate înregistrate la aceste fonte. Grafitul lamelar prezintă oxidări pe întreaga sa lungime (fig. 12).

Comportarea la şoc termic. Într-o primă serie de experimentări a fost urmărit aspectul microscopic al fisurării fontelor la acelaşi număr de cicluri de şoc termic la care au fost supuse toate fontele (cu diferite forme de grafit).

Probele au fost supuse la un număr de 30 cicluri de şoc termic, în urma cărora nu au apărut fisuri vizibile cu ochiul liber, ci doar microfisuri, puse în evidenţă cu ajutorul microscopului metalografic. A fost urmărită comportarea la şoc termic a fontelor cu grafit nodular, lamelar şi vermicular, în stare turnată, precum şi solicitate în prealabil, respectiv oxidate şi uzate-oxidate.

În cazul fontelor cu grafit nodular iniţiale (nesolicitate) au fost constatate microfisuri care pornesc radial de la nodulii de grafit.

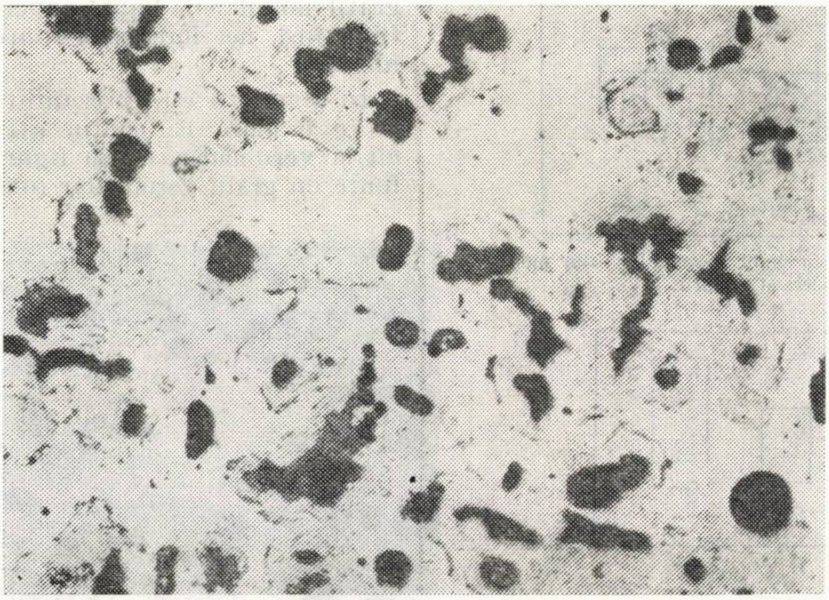


Fig. 9. Fonte cu grafit nodular şi vermicular oxidate (100 : 1)

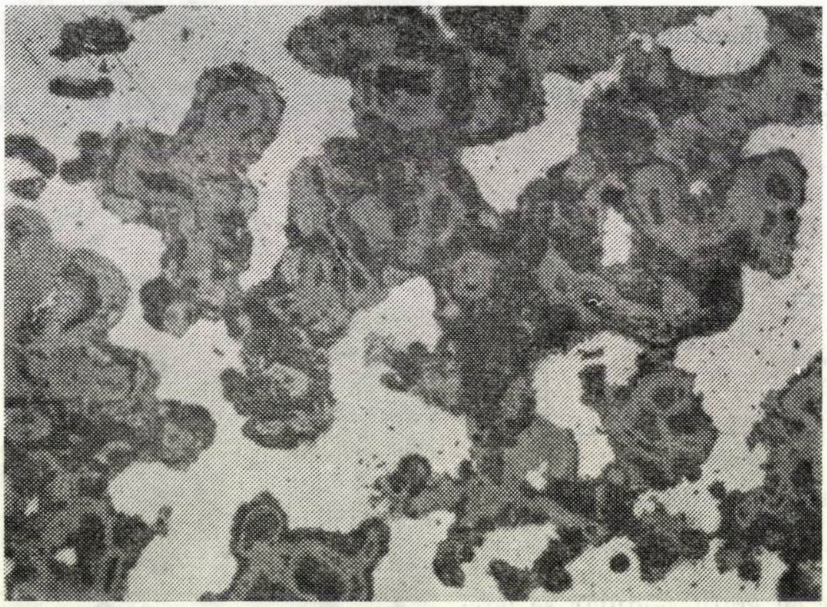


Fig. 10. Fonte cu grafit vermicular oxidate (100 : 1)

La marginea probelor apar 1–2 amorse de fisuri/noduli, cu o lungime de 10–20 μm, în timp ce în centrul probei revin 4–6 amorse fisuri/noduli, cu lungimi ce ating 100 μm. Circa 5 % din nodulii de grafit de la marginea probelor nu sînt „atacate'' de microfisuri, în timp ce în centrul acestora microfisurile leagă 2–3 noduli de grafit.

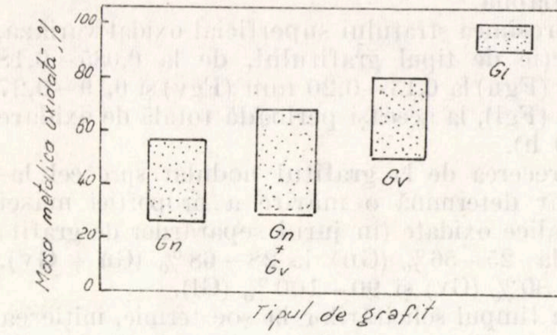


Fig. 11. Oxidarea masei metalice, funcţie de tipul grafitulu

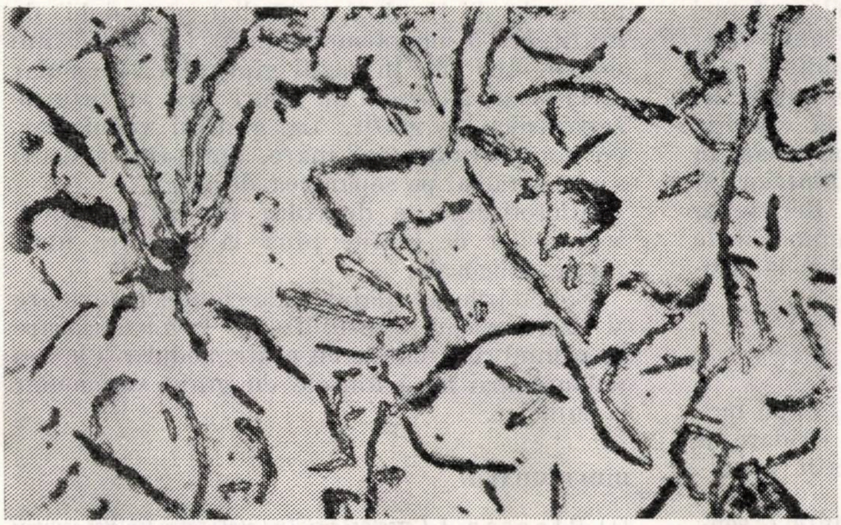


Fig. 12. Fonte cu grafit lamelar (100 : 1)

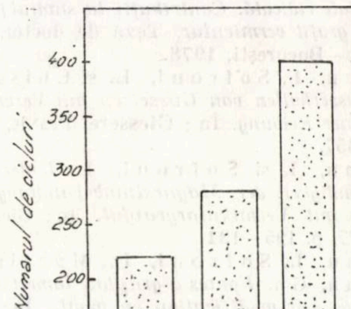


Fig. 13. Comportarea fontelor la şoc termic

Solicitările prealabile ale fontelor măresc sensibilitatea acestora la fisurare. Astfel, oxidarea prealabilă a acestora conduce la apariţia unor fisuri microscopice radiale faţă de grafit dar cu o tendinţă mai mare de legare a acestora, cu o distribuţie uniformă pe suprafaţa probei. Microfisurile ating lungimi mai mari ($l_{max} = 200-250$ μm), dar au un caracter mai izolat.

Uzarea şi oxidarea prealabilă a fontei cu grafit nodular conduc la apariţia unor microfisuri cu tendinţă puternică de legare a nodulilor de grafit. Reţeaua de microfisuri prezintă valori medii de 125–175 μm, dar fisurile care leagă mai mulţi noduli de grafit ating lungimi de 400–500 μm .

Suprafaţa ocupată de microfisuri atinge la fontele cu grafit nodular în stare iniţială şi la cele oxidate în prealabil 2–3 %, dar creşte la circa 6 % în cazul fontelor uzate în prealabil.

În cazul oxidării prealabile a fontelor, se obţine un strat superficial oxidat (fig. 7) fără noduli de grafit, în care nu apar microfisuri.

Fontele cu grafit lamelar prezintă o serie de particularităţi în ceea ce priveşte amorsarea fisurării. La acelaşi număr de cicluri (30), apar fisuri microscopice la vîrfurile lamelelor de grafit, dispuse pe toată suprafaţa probei. Lungimea maximă a fisurilor, care unesc mai multe lamele de grafit, este de 500–600 μm. Suprafaţa ocupată de microfisuri este de circa 2 %.

Solicitările prealabile la oxidare şi uzare ale fontelor cu grafit lamelar influenţează în mai mică măsură sensibilitatea la fisurare. Microfisurile apar tot la vîrfurile lamelelor de grafit, lungimea maximă a acestora atingînd 550–650 μm, dar suprafaţa ocupată de acestea nedepăşind 2 %.

În cazul fontelor cu grafit lamelar nu apar diferenţieri evidente în ceea ce priveşte apariţia microfisurilor între zonele centrale şi marginale ale probelor.

În cazul fontelor cu grafit vermicular, în probele iniţiale (în stare turnată) apar microfisuri cu tendinţă de a forma ochiuri de reţea poligonală, tendință ce se accentuează spre centrul probei. Microfisurile apar de regulă la vîrfurile separărilor de grafit vermicular (1—3 microfisuri) sau radial, în cazul separărilor mai compacte (4—5 microfisuri) (grafit tip II) [3]. Lungimea maximă a unei microfisuri, care s-a format prin unirea cîtorva separări de grafit, atinge valori de 360 μm. Dimensiunea medie a unui ochi de rețea este de 120—240 μm.

Solicitările prealabile sensibilizează fontele cu grafit vermicular față de fisurare, în mai mare măsură decît pe cele cu grafit lamelar, dar mai puțin în raport cu fontele cu grafit nodular.

Microfisurile au tendința de a se aglomera spre centrul probelor, accentuîndu-se tendința de formare a unor ochiuri de rețea, ale căror dimensiuni ating 500—700 μm. Ca și în cazul fontelor cu grafit nodular, oxidarea prealabilă a fontei cu grafit vermicular, prin apariția unui strat superficial oxidat, conduce la o tendință scăzută de fisurare a probelor în zonele marginale.

Solicitarea la șoc termic, pînă la apariția primei fisuri, vizibilă cu ochiul liber, scoate în evidență comportarea diferită a fontelor la diferite forme de grafit (fig. 13). Rezistența la șoc termic este exprimată prin numărul de cicluri încălzire-răcire, care au condus la fisurarea (macroscopică) a fontelor.

Concluzii

Menținerea fontei în stare lichidă, după modificare, micșorează rezistența la oxidare a acesteia, la valori de peste 10% grafit vermicular.

Fontele cu grafit vermicular prezintă o sensibilitate mai mare la oxidare decît cele cu grafit nodular, dar mai mică decît fontele cu grafit lamelar. Astfel, creșterile în greutate înregistrate au fost 0,4—0,8% la Fgn, 0,7—1,0% la Fgv și 1,2—1,6 la Fgl.

Asocierea grafitului vermicular cu cel nodular conduce la mărirea creșterilor în greutate (de la 0,4—0,8% la 0,62—0,88%), în timp ce apariția grafitului vermicular alături de cel lamelar micșorează tendința de oxidare a fontelor cu grafit lamelar (de la 1,2—1,6% la 1,1—1,3%).

Uzarea în prealabil a fontelor mărește sensibilitatea acestora la oxidare cu 6—25% la fontele cu grafit nodular și cu 2—16% la fontele cu grafit vermicular, deci aceste fonte sînt mai puțin sensibile la această solicitare prealabilă.

Grosimea stratului superficial oxidat variază, funcție de tipul grafitului, de la 0,085—0,18 mm (Fgn) la 0,13—0,20 mm (Fgv) și 0,19—0,27 mm (Fgl), la aceeași perioadă totală de oxidare (100 h).

Trecerea de la grafitul nodular spre cel lamelar determină o mărire a proporției masei metalice oxidate (în jurul separărilor de grafit) de la 25—56% (Gn) la 28—68% (Gn + Gv), 50—80% (Gv) și 90—100% (Gl).

În timpul solicitărilor la șoc termic, inițierea microfisurilor prezintă particularități, funcție de tipul grafitului. În cazul grafitului nodular, amorsele de fisuri apar radial pe nodulii de grafit (1—5 microfisuri/noduli) cu dimensiuni de 10—100 μm. În cazul grafitului vermicular și lamelar, amorsele de fisuri apar la vîrfurile separărilor de grafit. La grafitul vermicular, cu compactitate mai mare, amorsele de fisuri apar și radial pe separarea de grafit.

Microfisurile se dezvoltă în direcția unirii separărilor de grafit, pînă la formarea unor rețele poligonale.

Solicitările prealabile ale fontelor (oxidare și uzare-oxidare) sensibilizează la microfisurare în primul rînd fontele cu grafit nodular și într-o măsură mai mică fontele cu grafit vermicular și lamelar.

BIBLIOGRAFIE

[1] Ripoșan, I. *Cercetări privind elaborarea fontelor cenușii cu tenacitate ridicată. Contribuții la studiul fontelor modificate cu grafit vermicular.* Teză de doctorat, Institutul politehnic—București, 1978.

[2] Ripoșan, I., Sofroni, L. și Chișamera, M. *Verschleissverhalten von Gusseisen mit Vermikulargraphit bei trockener Reibung.* În: Giesserei Praxis, nr. 21, 1978, p. 351—357.

[3] Ripoșan, I. și Sofroni, L. *Untersuchung über die Beständigkeit der Magnesiumbehandlungswirkung bei Gusseisen mit Vermikulargraphit.* În: Giesserei-Praxis, nr. 9, 1977, p. 125—131.

[4] Ripoșan, I., Sofroni, L., Mărginean, I. și Mureșan, Gh. *Fontes à graphite lamellaire et sphéroidal obtenues par modification en moule.* În: Hommes et Fonderie, mai, 1977, p. 11—17.

Ing. A. Nicolae
Institutul politehnic — Bucureşti
ing. I. Nedeff şi ing. C. Vlad
Institutul de cercetări metalurgice — Bucureşti

Încercări experimentale de îmbunătăţire a aşchiabilităţii fontelor albe prin aliere cu cupru

CZ : 621.91 : 669.131.2

Este cunoscut faptul că procesul de formare şi detaşare a aşchiei poate fi influenţat prin intermediul a două categorii de factori tehnologici : starea de solicitare exterioară şi caracteristicile materialului. Conform acestei afirmaţii, deduse pe baza aplicării ipotezei de rupere Davidenkov — Friedmenn la procesul de aşchiere a materialelor metalice, rezultă că prin schimbarea adecvată a structurii şi caracteristicilor mecanice şi fizice ale materialului se poate îmbunătăţi aşchiabilitatea acestuia.

Datele din literatură, precum şi cercetări proprii dovedesc că unul dintre procedeele metalurgice prin care s-ar putea realiza acest deziderat este alierea fontelor albe cu cupru. Astfel, alierea fontelor albe puternic hipoeutectice cu cupru determină creşterea numărului de grăunţi metalici, uniformizarea în masa probelor a grosimii stratului intergranular de carburi eutectice, reducerea proporţiei de carburi dispuse în reţea continuă intergranulară, creşterea durităţii $HV_{0,1}$ a grăunţilor metalici şi existenţa unei zone de minim la concentraţii de 1–1,5 % Cu pe curba de variaţie a durităţii HB, în funcţie de procentul de cupru din fontă.

Pe baza acestor premise s-a procedat la efectuarea unor încercări de aşchiabilitate, prin care s-au cercetat subprocesul de rupere în zona de aşchiere, caracterizat prin modul de rupere (în lucrarea de faţă prin rupere se înţelege faza de desprindere a aşchiei), subprocesul de deformare plastică a materialului aşchiat, apreciat prin lăţimea l_b a benzilor de alunecare secundară şi raza de curbură R_c a aşchiilor, subprocesul de microfisurare secundară, apreciat prin adîncimea a_f a fisurilor şi variaţia indicelui de aşchiabilitate $I_{a \cdot u}$, măsurat prin raportul dintre viteza de uzare a sculei folosite la aşchierea probei etalon $(P \cdot E)$ şi viteza de uzare a sculei folosite la aşchierea probei aliate.

Compoziţia chimică a probei etalon a fost : 2,01 % C ; 0,68 % Mn ; 0,70 % Si ; 1,16 % Cr ; 1,38 % Ni ; 0,42 % Mo ; 0,018 % P şi 0,018 % S. La probele aliate, compoziţia chimică de bază a fost în limite admisibile faţă de valorile expuse mai sus, iar concentraţia cuprului a variat conform datelor din tabelul 1.

În funcţie de rezultatele experimentale obţinute, ale căror valori sînt prezentate în tabelul 2, se pot trage următoarele concluzii :

Tabelul 1

Concentraţia în cupru a fontelor cercetate

Nr. probei	% Cu	Nr. probei	% Cu	Nr. probei	% Cu
23	0,57	*26*	1,20	*29*	2,04
24	0,82	*27*	1,43	*30*	2,23
25	1,05	*28*	1,73	*31*	2,51

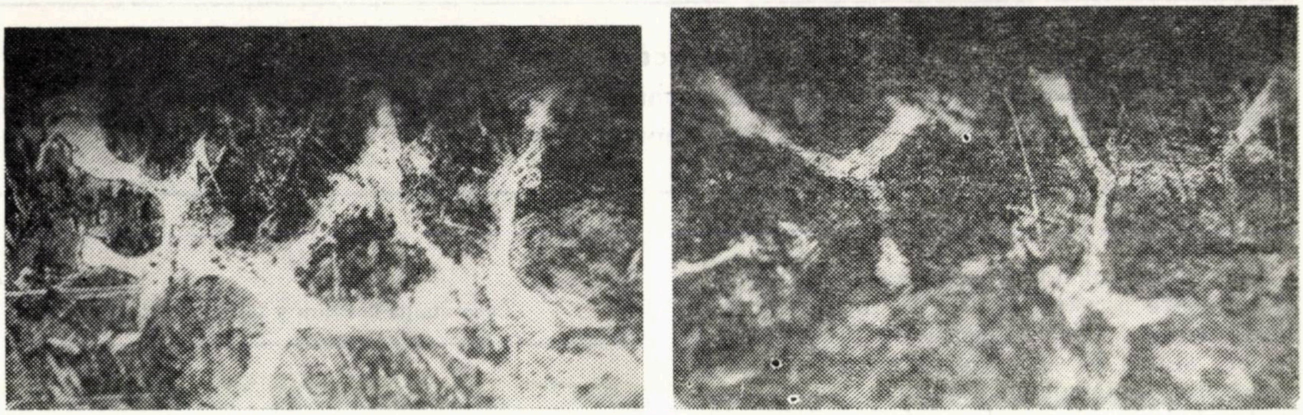
Tabelul 2

Rezultatele încercărilor de aşchiabilitate a fontelor albe

Nr. probei	R_c, mm	l_b, µm	a_f, µm	$I_{a \cdot u}$, %
P.E	3,2	160	22	100
23	3,6	145	14	119
24	3,3	125	10	125
25	2,8	115	12	151
26	2,8	120	19	185
27	2,9	60	25	154
28	1,2	100	18	160
29	1,8	90	22	142
30	1,7	60	29	160
31	1,9	70	35	150

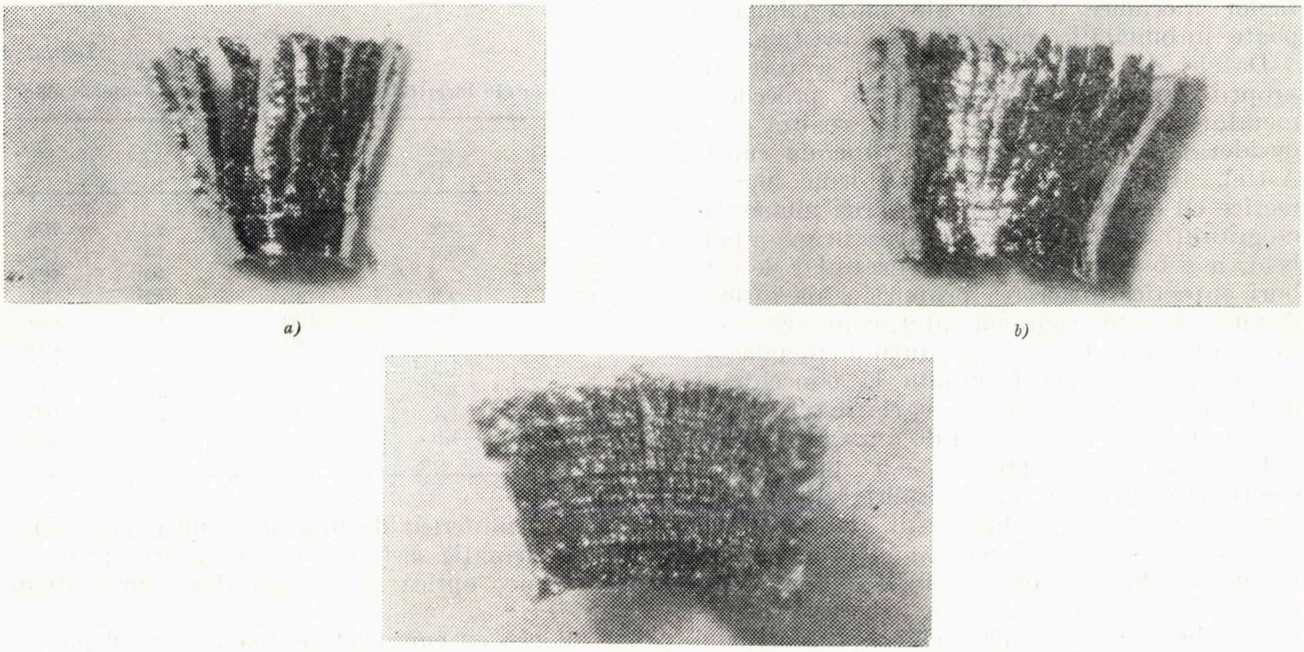
Modul de rupere în zona de aşchiere este preponderent transcristalin pentru toate epruvetele, indiferent de procentul de cupru adăugat, afirmaţie susţinută de cercetarea prin microscopie optică a marginilor epruvetelor (fig. 1).

Alierea cu cupru influenţează în mod pozitiv subprocesele de deformare plastică în zona de aşchiere, în sensul că se înregistrează o micşorare a lăţimii benzilor de alunecare secundară l_b (fig. 2 şi 5) şi a razelor de curbură R_c (fig. 3 şi 5) la creşterea procentului de cupru adăugat. Deşi la procente mai ridicate de cupru curbele de variaţie prezintă o aplatisare, pînă la 2 % Cu, se poate admite o corelaţie liniară, lucru dovedit de valoarea acceptabilă a coeficientului de corelaţie liniară ($r = -0{,}83$ pentru ambele cazuri), în care caz ecuaţiile dreptelor de regresie sînt : $R_c = -1{,}03\ [\%\ \mathrm{Cu}] + 3{,}99$ pentru variaţia razei de curbură a aşchiei, respectiv $l_b = -37\ [\%\ \mathrm{Cu}] + 154$ pentru variaţia lăţimii benzilor de alunecare secundară. Modificarea subproceselor de deformare plastică, explicabilă prin micşorarea proporţiei de carburi dispuse în reţea intercristalină, uniformizarea grosimii eutecticului pe întreaga secţiune şi mărirea numărului de grăunţi, denotă că prin aliere cu cupru se poate acţiona asupra



a) b)

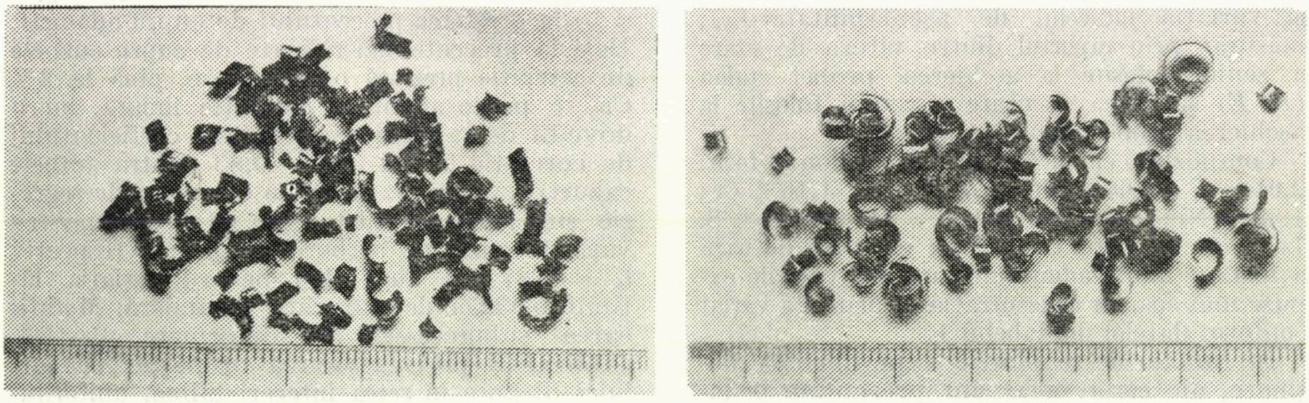
Fig. 1. Marginile epruvetelor cercetate prin microscopie optică (300 : 1 ; nital) :
a – 0,57% Cu ; b – 1,43% Cu



a) b)

c)

Fig. 2. Modificarea lăţimii benzilor de alunecare secundară la alierea cu cupru (20 : 1) :
a – probă etalon ; b – 0,57% Cu ; c – 1,43% Cu



a) b)

Fig. 3. Aspectul aşchiilor la aliere cu cupru :
a – probă etalon ; b – 0,82% Cu

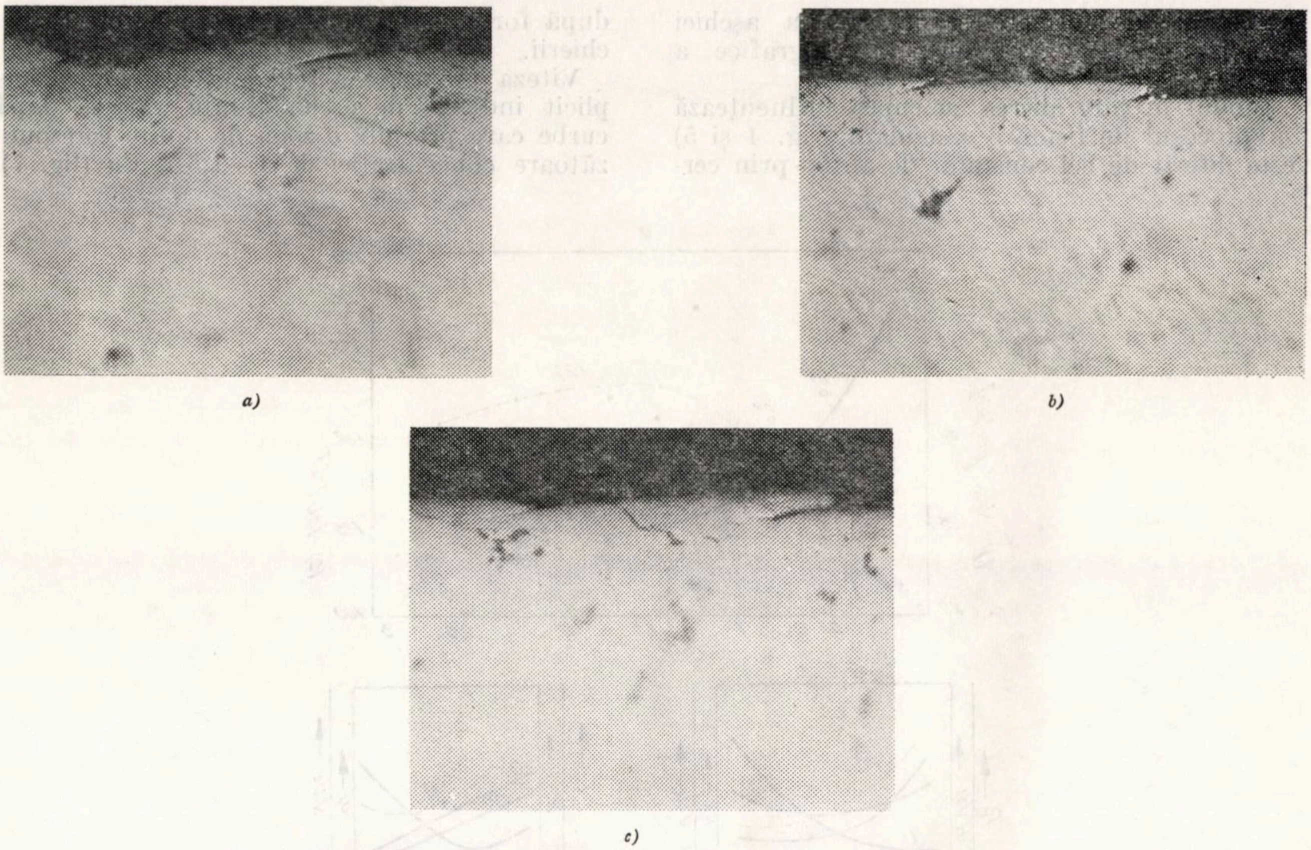


Fig. 4. Aspectul microfisurilor la probele aliate cu cupru (250 : 1) :
a – probă etalon ; b – 1,20% Cu ; c – 1,73% Cu

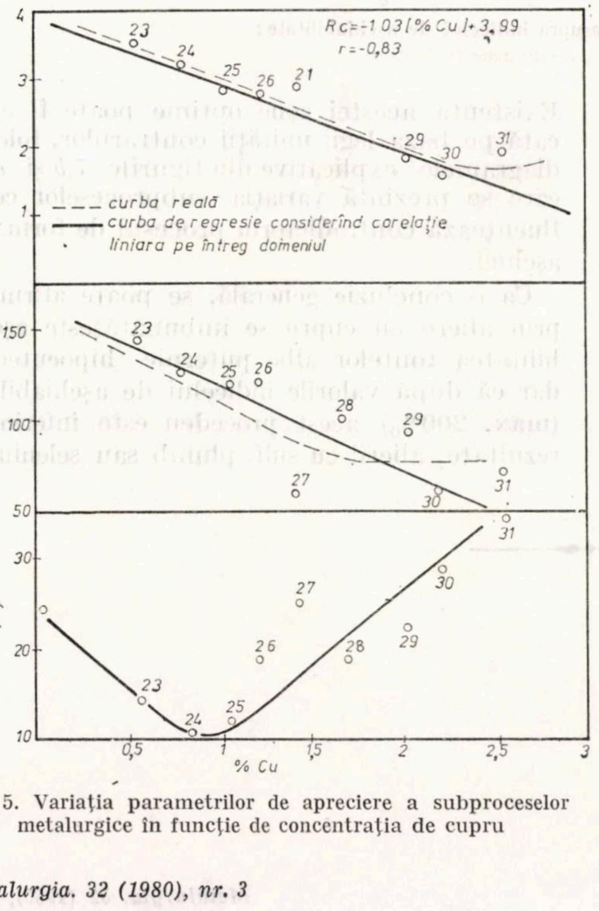


Fig. 5. Variaţia parametrilor de apreciere a subproceselor metalurgice în funcţie de concentraţia de cupru

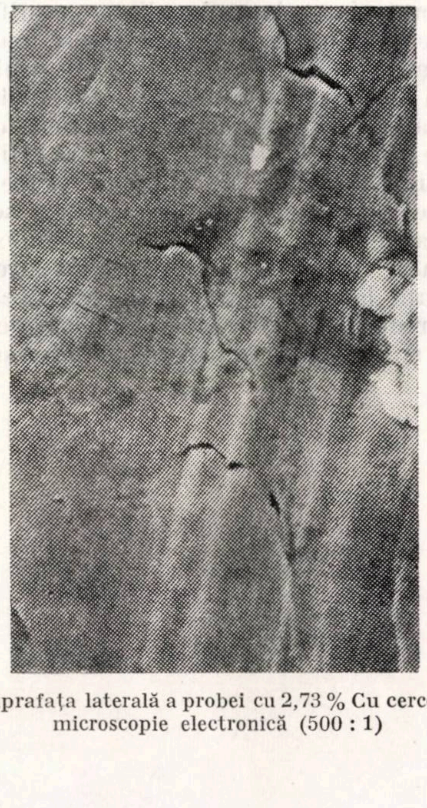


Fig. 6. Suprafaţa laterală a probei cu 2,73 % Cu cercetată prin microscopie electronică (500 : 1)

procesului de formare şi detaşare a aşchiei prin intermediul structurii metalografice a fontelor.

Modul în care alierea cu cupru influenţează subprocesul de fisurare secundară (fig. 4 şi 5) este diferit de cel constatat de autor prin cercetări anterioare la probe aliate cu sulf, plumb, în sensul că pînă la 0,75 % Cu se constată o micşorare a adîncimii a_f, datorită probabil reducerii ponderii procentuale a carburilor intergranulare, urmată apoi de o creştere cu pantă mare explicabilă prin mărirea durităţii $HV_{0,1}$ a grăunţilor metalici. La valori de peste 2 % Cu, mărimea şi desimea microfisurilor secundare cresc apreciabil, lucru pus în evidenţă şi de fotografia din figura 6, care reprezintă suprafaţa laterală a probei de fontă cu 2,23 % Cu, cercetată la microscopul electronic „Scanning" şi pe care se observă microfisuri, care după forma şi orientarea lor se datorează aşchierii.

Viteza de uzare a sculei aşchietoare şi implicit indicele de aşchiabilitate variază după curbe care prezintă o zonă de optim corespunzătoare concentraţiei de 1—1,5 % Cu (fig. 7).

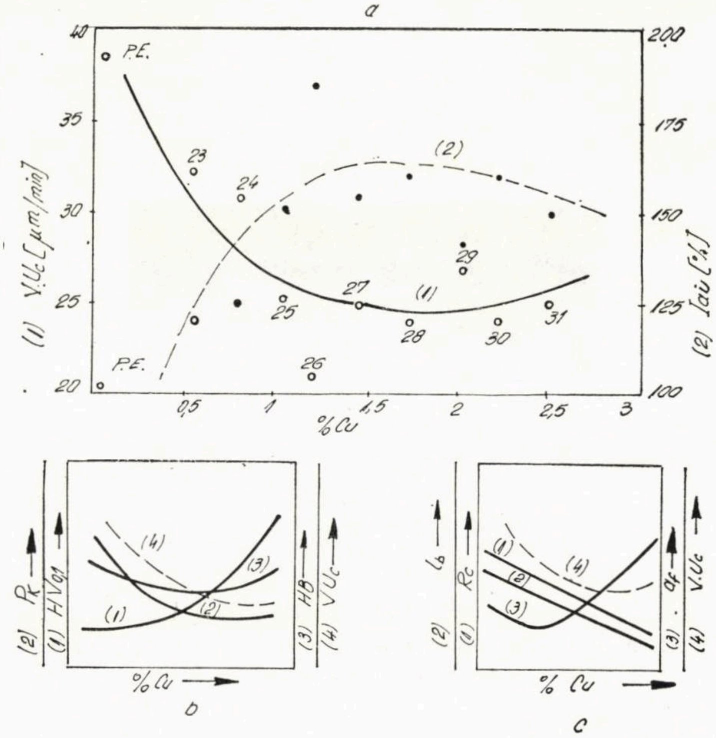


Fig. 7. Influenţa alierii cu cupru asupra indicelui de aşchiabilitate:
a — variaţia indicelui; b şi c — diagrame explicative

Existenţa acestei zone optime poate fi explicată pe baza legii unităţii contrariilor, folosind diagramele explicative din figurile 7,b şi c, în care se prezintă variaţia subproceselor ce influenţează contradictoriu procesul de formare a aşchiei.

Ca o concluzie generală, se poate afirma că prin aliere cu cupru se îmbunătăţeşte aşchiabilitatea fontelor albe puternic hipoeutectice, dar că după valorile indicelui de aşchiabilitate (max. 200 %) acest procedeu este inferior, ca rezultate, alierii cu sulf, plumb sau seleniu.

Prof. dr. doc. ing. Vl. Popovici,
Institutul politehnic – Timişoara
prof. dr. ing. S. Şontea,
Universitatea din Craiova
ing. N. Cernea
I.M.M.R – Craiova

Cercetări experimentale privind calitatea straturilor încărcate pentru recondiţionarea unor piese din industria materialului rulant

CZ : 621.81.004.67

Recondiţionarea unor piese uzate contribuie la acţiunea de economisire a materiilor prime şi energiei, la reducerea costurilor.

Tehnologiile de recondiţionare sînt folosite cu multă eficienţă, în special în industria materialului rulant. În articolul de faţă se fac referiri la caracterizarea structurii şi proprietăţilor straturilor depuse pentru recondiţionare, aderenţa faţă de metalul de bază şi modificările acestuia din urmă, la folosirea a două procedee tehnologice de lucru : sudarea electrică cu protecţia arcului în bioxid de carbon, procedeul MAG (metal activ gaz) fără vibrare şi sudarea electrică cu protecţie în bioxid de carbon cu vibrare.

Cercetări experimentale

Folosirea procedeului de încărcare MAG, fără vibrare. Încărcarea pentru recondiţionare, folosind arcul electric în bioxid de carbon fără vibrare, se realizează după schema prezentată în figura 1.

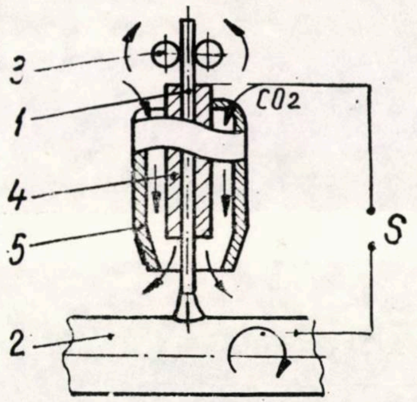


Fig. 1. Schema încărcării în CO_2 cu electrod fuzibil :
1 – sîrmă electrod ; *2* – piesă de recondiţionat ; *3* – role de antrenare a sîrmei ; *4* – ajutaj de contact ; *5* – ajutaj pentru CO_2

Arcul electric se descarcă între electrodul consumabil *1* şi piesa *2* care se recondiţionează. Bioxidul de carbon suferă în arc o reacţie de descompunere pînă la oxid de carbon, gaz reducător care aduce un aport caloric substanţial, ceea ce face să scadă consumul total de energie şi să crească productivitatea.

Prin acest procedeu se recondiţionează la I.M.M.R.—Craiova o serie de piese confecţionate din oţeluri carbon obişnuite sau oţeluri carbon de calitate. Un exemplu este bulonul bieletă de la boghiul LDE. 2100 C.P., arătat în figura 2, confecţionat dintr-un oţel cu următoarea compoziţie chimică : 0,22 % C ; 0,37 % Si, 0,6 % Mn ; 0,025 % S ; 0,025 % P.

Încărcarea s-a făcut cu o sîrmă de compoziţia chimică : 0,11 % C ; 2 % Mn ; 0,9 % Si ; 0,03 % P ; 0,03 % S.

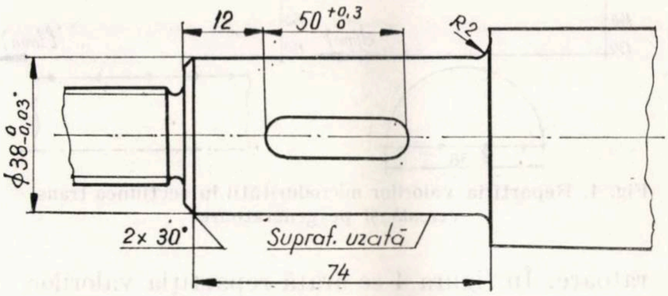


Fig. 2. Buton bieletă de la locomotiva Diesel electrică 2100 CP

Regimul de încărcare folosit : tensiunea 20V, curentul 100 A, viteza de avans a sîrmei 1,2 m/min, debitul de gaz protector 10 l/min, polaritate inversă.

În figura 3 se arată microstructura depunerii, a zonei influenţate termic şi a zonei neinfluenţate a butonului bieletă.

Metalul piesei are o structură ferito-perlitică obişnuită, cu perlita lamelară, grosieră, răspîn-

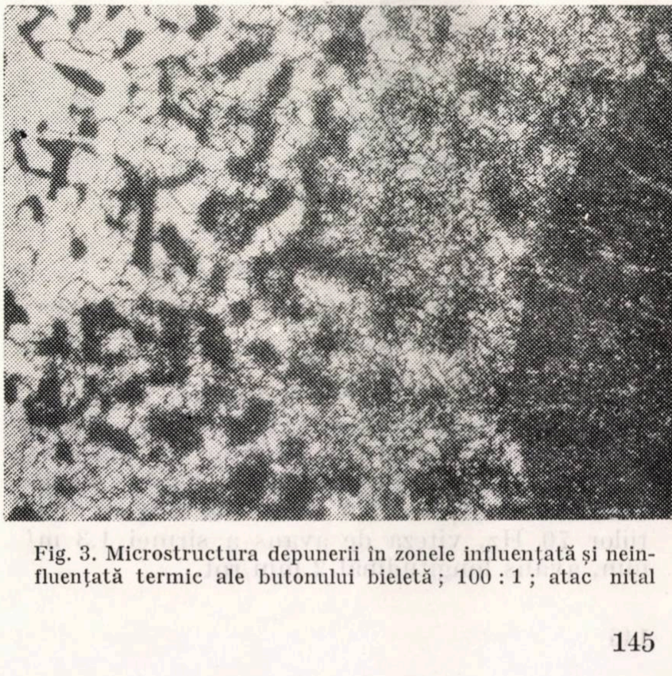


Fig. 3. Microstructura depunerii în zonele influenţată şi neinfluenţată termic ale butonului bieletă ; 100 : 1 ; atac nital

dită neuniform în ferită. Stratul depus cu o grosime de circa 2 mm are o structură perlitică transformată. Aderența dintre piesă și stratul depus este bună, fără să se observe discontinuități sau defecte.

În piesă s-au produs transformări pe o adîncime de circa 0,8 mm. Se observă un proces de transformare al perlitei lamelare grosiere spre o perlită fină, care acoperă uniform cîmpul. Se înregistrează de asemenea difuzii spre materialul recondiționat.

Au fost făcute și determinări de microduritate în secțiunea transversală a pieselor și pe generatoare. În figura 4 se arată repartiția valorilor microdurității cu sarcina de 50 gf determinate, din care se observă că față de 158 daN/mm², duritatea materialului, s-au obținut valori maxime de 164 daN/mm² în straturile marginale ale încărcăturii.

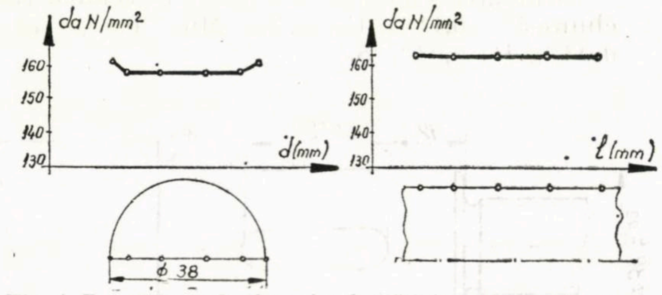


Fig. 4. Repartiția valorilor microdurității în secțiunea transversală și pe generatoare

Folosirea procedeului de încărcare MAG, cu vibrare. Încărcarea pentru recondiționare folosind arcul electric în bioxid de carbon, cu vibrare, se realizează după schema tehnologică din figura 5.

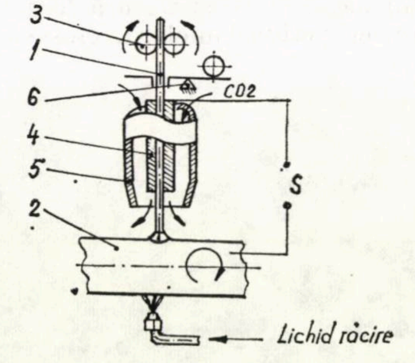


Fig. 5. Schema încărcării în CO_2 cu arc electric vibrator : 1 — sîrmă electrod ; 2 — piesă de recondiționat ; 3 — role de antrenare a sîrmei ; 4 — ajutaj de contact ; 5 — ajutaj pentru CO_2 ; 6 — sistem de vibrare a sîrmei

Regimul de încărcare : tensiunea 17 V, curentul 120 A, debitul de CO_2 15 l/min, răcirea materialului încărcat cu soluție de glicerină tehnică 20%, turația piesei 2,5 rot/min, amplitudinea vibrațiilor 1,6 mm, frecvența vibrațiilor 70 Hz, viteza de avans a sîrmei 1,3 m/min, avans longitudinal 2 mm/rot.

Prin acest procedeu se recondiționează mai ales arborii de la motoarele electrice auxiliare ale L.E. 5100 kW, confecționate din oțel cu următoarea compoziție chimică : 0,44% C; 0,35% Si; 0,70% Mn; 0,02% S; 0,02% P.

Încărcarea s-a făcut cu sîrma folosită la procedeul MAG fără vibrare, a cărei compoziție chimică a fost arătată mai sus. În figura 6 se prezintă desenul unui arbore cotit care se recondiționează.

În figurile 7, *a* și *b* se prezintă microstructurile obținute la încărcarea arborelui din figura 6. Figura 7, *a* reprezintă microstructura stratului

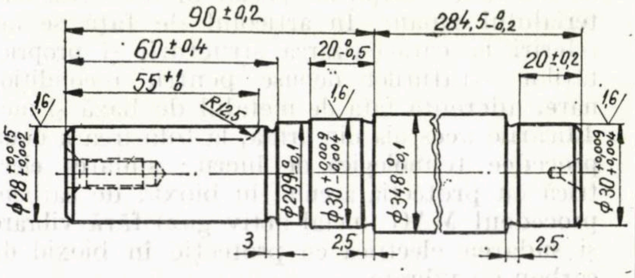
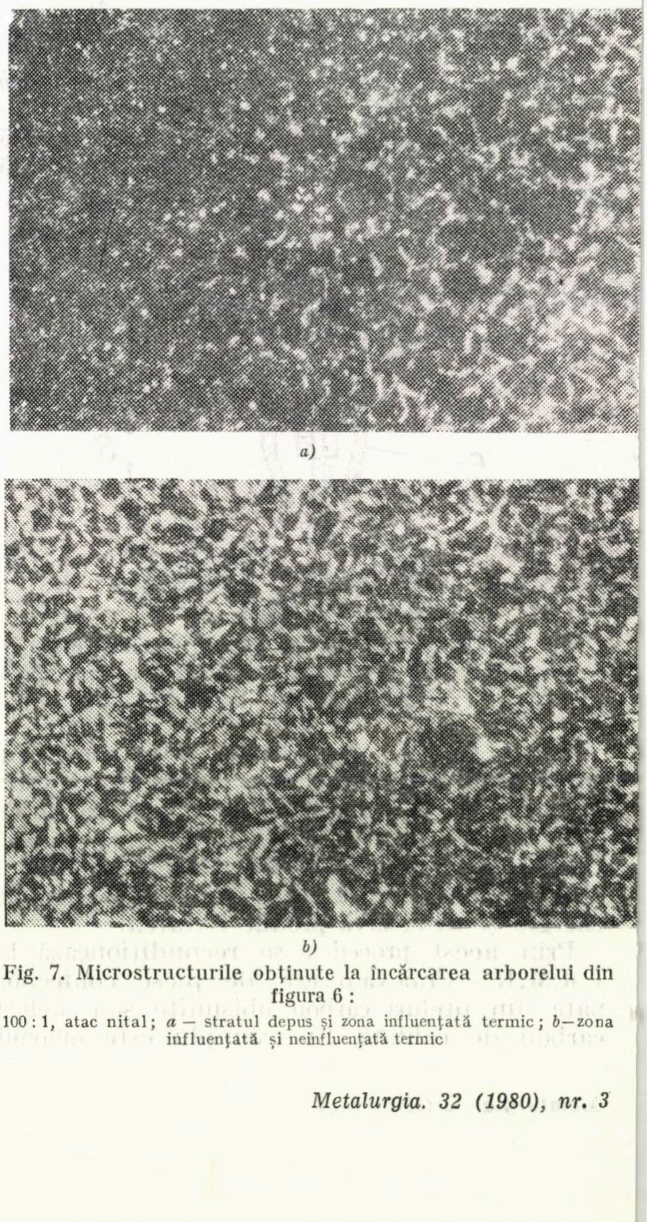


Fig. 6. Arbore cotit supus recondiționării



a)

b)

Fig. 7. Microstructurile obținute la încărcarea arborelui din figura 6 : 100 : 1, atac nital; *a* — stratul depus și zona influențată termic; *b*—zona influențată și neinfluențată termic

depus și a zonei influențate termic, iar figura 7,*b*, microstructura aceleiași probe în zona influențată termic și neinfluențată termic.

Datorită conținutului mai ridicat de carbon, transformările structurale din zona influențată termic se produc pe adîncimi mai mici. Aceasta face ca structura metalului depus să se asemene foarte mult cu structura zonei influențate termic.

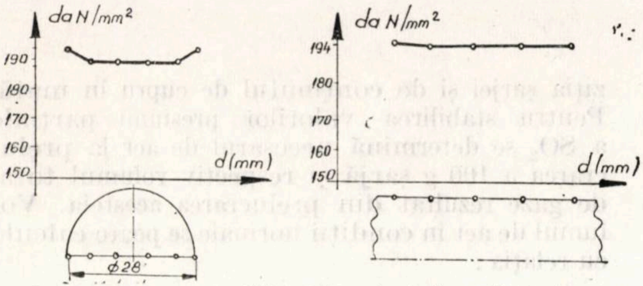


Fig. 8. Valorile microdurității determinate în secțiunea transversală și pe generatoarea arborelui încărcat.

Măsurătorile microdurității cu sarcina de 50 gf în această situație arată o creștere în straturile de margine, după cum se prezintă în figura 8.

Concluzii

Se constată că procedeele tehnologice folosite pentru recondiționare asigură o calitate corespunzătoare pieselor cu proprietăți mecanice și rezistență la uzare superioare față de materialul de bază.

Transformările care se produc, prin natura lor, nu înrăutățesc proprietățile de rezistență în exploatare, fiind caracterizate prin constituenți care prezintă tenacitate suficientă. Zonele influențate termic aduc modificări favorabile perlitei de la o formă lamelară grosieră către o formă globulară.

Procedeul de încărcare cu arc electric în bioxid de carbon cu vibrare restrînge zona influențată termic, față de situația încărcării cu același procedeu fără vibrare.

BIBLIOGRAFIE

[1] Șontea, S. și Cernea, N. *Posibilități de economisire a metalului prin recondiționarea unor piese din industria de material rulant.* Sesiunea de comunicări tehnico-științifice, Pitești, 1979.

[2] Ivancenco, A. *Contribuții la aplicarea procedeului de încărcare cu arc electric vibrator.* Teză de doctorat, Timișoara, 1974.

◆

DOCUMENTARE

Proiectul Misurata din Libia

La 18 sept. 1979 a început construcția complexului de elaborare a oțelului la Misurata. Proiectul urmează să se execute în două etape. În prima etapă se va produce burete de fier, prin reducere directă, utilizînd minereu din import și gaze naturale existente. Buretele de fier se va prelucra în cuptoare electrice cu arc. În etapa a doua se va produce fontă în furnal, prin utilizarea minereurilor indigene și a cocsului importat.

Prima etapă de construcție se va încheia în 1984 și va cuprinde trei instalații de reducere directă, cu o capacitate totală de circa 1 mil. t/an, o oțelărie cu o capacitate de 1,26 mil./an, două laminoare de bare și sîrmă cu o capacitate de 400 000 t/an, un laminor de tablă cu o capacitate de 580 000 t/an, și un laminor la rece cu o capacitate de 40 000 t/an. Se construiește un depozit de minereu pentru 2 mil. t/an și o centrală de forță de 300 MW. Prin realizarea noului proiect se creează circa 5 000 locuri de muncă.

A doua etapă de construcție va începe în 1991. Se prevede o dezvoltare a capacității de producție pînă la 5 mil. t/an.

În : *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 22, 1979, p. 1273–1274*)

Instalație ASEA–SKF pentru societatea Kobe Steel

Societatea Kobe Steel urmează să instaleze două echipamente de afinare în oală de 90 t de fabricație ASEA-SKF, în cadrul unui plan de dezvoltare ce trebuie încheiat în 1980. Cuptoarele-oală, destinate uzinelor societății Kobe, vor fi folosite împreună cu trei convertizoare LD de 90 t și cu un echipament convențional de turnare a lingourilor, precum și cu o mașină de turnare continuă a blumurilor nr. 3, prevăzute de programul de extindere. Instalația ASEA-SKF va afina circa 25% din oțelul obținut în oțelăria LD.

Fiecare din cele două instalații este formată dintr-un echipament de încălzire de 12 mVA și de degazare sub vid conectat la o singură pompă care poate deservi cele două echipamente cu vid, după dorință. Între operațiile de încălzire și de degazare sub vid, cuptoarele sînt transferate cu ajutorul unui transportor pentru oale, dotat cu agitatoare cu inducție. Comanda japoneză este estimată la circa 3 mil. £ și este a patra instalație vîndută în Japonia. Recent, uzina britanică Round Oak a înaintat o comandă pentru un echipament ASEA-SKF similar.

(În : *Metal Bulletin, Anglia, nr. 6404, 1979, p. 35*)

◆

Echilibrul fazic în sistemele sulfuroase la topirea concentratelor cuproase într-un singur agregat *

Dr. doc. ing. Fl. Oprea, dr. ing. D. Taloi
și ing. I. Constantin
Institutul politehnic — București

CZ : 546.56 : 621.745

Deși în ultimii ani în pirometalurgia cuprului au fost obținute progrese însemnate pe linia procedeelor de topire continuă într-un singur agregat, totuși extinderea acestora la scară industrială este confruntată cu o serie de dificultăți tehnologice. Aceasta a determinat ca o serie de instalații de topire continuă să fie conduse tehnologic în vederea obținerii unor mate bogate în cupru și nu la obținerea directă a cuprului brut.

În lucrare se încearcă studierea echilibrului fazic în sistemele sulfuroase la topirea concentratelor cuproase într-un singur agregat cu obținerea matelor bogate și, pe baza acestuia, stabilirea unui model termodinamic pentru estimarea conținutului de cupru din zgură, funcție de principalii parametri tehnologici.

Echilibrul fazic zgură — mată bogată — fază gazoasă

La baza proceselor clasice de topire pentru mată și convertizare, precum și în cazul proceselor de topire continuă se poate considera un sistem format din cinci componenți principali: Cu, Fe, S, O și SiO_2 [1], avînd în vedere că toți ceilalți componenți sînt în general la concentrații foarte mici. Totodată, datorită faptului că la topirea pentru mată sistemul este format din punct de vedere fizico-chimic din trei faze (zgură, mată, fază gazoasă), conform regulii fazelor după Gibbs, el prezintă patru grade de libertate ($v = n + 2 - f = 5 + 2 - 3 = 4$).

Pentru caracterizarea echilibrului în sistemul mată—zgură—fază gazoasă, cele patru grade de libertate pot fi exprimate prin următoarele variabile independente: temperatură, activitatea magnetitei, conținutul de cupru în mată și presiunea parțială a SO_2.

În condițiile prelucrării concentratelor cuproase în agregatele de topire continuă cu obținerea matelor bogate (60—75 %), temperatura sistemului poate varia între 1 200 și 1 300°C, iar activitatea Fe_3O_4, între 0,7 și 1,0 [1].

Presiunea parțială a SO_2, spre deosebire de procedeele de obținere directă a cuprului, variază în limite mult mai largi, fiind funcție de presiunea parțială a oxigenului, de compoziția șarjei și de conținutul de cupru în mată. Pentru stabilirea valorilor presiunii parțiale a SO_2 se determină necesarul de aer la prelucrarea a 100 g șarjă și respectiv volumul total de gaze rezultat din prelucrarea acesteia. Volumul de aer în condiții normale se poate calcula cu relația:

$$V_a = \frac{2\,241}{32y}\left(0{,}285\,x_1 + 0{,}338\,x_2 + 0{,}998\,x_3 + 0{,}077\,x_4 + 0{,}245\,x_5 + 0{,}320\,x_6 + 0{,}197\,x_7 + 0{,}114\,x_8 - 42{,}9\,\frac{x_1}{v}\right). \qquad (1)$$

De menționat că, deși sistemul a fost considerat a fi format din cinci componenți, pentru o estimare mai exactă a presiunii parțiale a SO_2 au fost luate în considerare și concentrațiile zincului, plumbului, antimoniului, arsenului, bismutului, iar ulterior vor fi incluse MgO, CaO și umiditatea șarjei.

Volumul total de gaze rezultat la prelucrarea a 100 g șarjă va fi dat de ecuația:

$$V_g = V_{N_2} + V_{SO_2} + V_{H_2O} + V_{CO_2} \qquad (2)$$

Volumul de azot rezultă din volumul de aer conform relației:

$$V_{N_2} = 0{,}01\,(100 - y)\,V_a \qquad (3)$$

Volumul de bioxid de sulf este funcție de conținutul de sulf și cupru în șarjă și de concentrația cuprului în mată:

$$V_{SO_2} = \frac{22{,}41}{32{,}066}\left(x_3 + 0{,}086\,x_1 - 27{,}1\,\frac{x_1}{v}\right) \qquad (4)$$

Termenul V_{CO_2} se calculează considerînd întreaga cantitate de MgO și CaO din șarjă ca $MgCO_3$, respectiv $CaCO_3$, iar V_{H_2O} rezultă din umiditatea șarjei:

$$V_{CO_2} = \frac{22{,}41}{40{,}16}\,x_9 + \frac{22{,}41}{56}\,x_{10} \qquad (5)$$

$$V_{H_2O} = \frac{22{,}41}{18}\,W \qquad (6)$$

---

* Lucrarea a fost prezentată la Sesiunea de comunicări științifice ICEM, 5—7 sept., 1979.

În condiţii izoterme, presiunea parţială a SO_2 va fi dată de relaţia :

$$p_{SO_2} = \frac{V_{SO_2}}{V_g} \qquad (7)$$

Solubilitatea oxigenului în mată. Solubilitatea oxigenului în mate la diferite temperaturi şi concentraţii ale cuprului a constituit subiectul a numeroase cercetări [2], [3]. Utilizînd rezultatele obţinute de Spira şi Themelis [3] privind solubilitatea oxigenului în mate se pot exprima concentraţiile tuturor elementelor din mată, funcţie de concentraţia cuprului în mată :

$$[Cu_2S]_M = 1{,}25\ v \qquad (8)$$

$$[FeS]_M = 74{,}2 - 0{,}9275\ v \qquad (9)$$

$$[FeO]_M = 4{,}8 - 0{,}06\ v \qquad (10)$$

$$[FeO_{1.33}]_M = 20{,}0 - 0{,}25\ v \qquad (11)$$

$$(SiO_2)_M = 1{,}0 - 0{,}0125\ v \qquad (12)$$

$$[Fe]_M^S = 47{,}12 - 0{,}589\ v \qquad (13)$$

Krivsky şi Shuhmann [4] au stabilit că matele din sistemul $Cu_2S-FeS-FeO-FeO_{1.33}-SiO_2$ cu conţinut ridicat în cupru au o comportare cvasiideală. Prin urmare, se poate considera că la concentraţii ale cuprului mai mari de 60 % activitatea Cu_2S este egală cu fracţia sa molară :

$$a_{Cu_2S} = N_{Cu_2S} \qquad (14)$$

De asemenea, s-a stabilit experimental [4] că activitatea FeS în sistemul Cu_2S-FeS depinde numai de concentraţia sa conform ecuaţiei :

$$a_{FeS} = 2{,}36\ x - 6{,}44\ x^2 + 28{,}12\ x^3, \qquad (15)$$

fiind independentă de temperatură.

Solubilitatea sulfurii şi oxidului de cupru în zgură. În cazul în care zgurele coexistă cu o fază de mată bogată, acestea pot dizolva în afară de $CuO_{0.5}$ şi $CuS_{0.5}$.

Solubilitatea cuprului ca sulfură în matele bogate, ce rezultă la prelucrarea într-un singur agregat, a fost adoptată similar cu cea de la topirea în cuptoare cu vatră la 1 200°C [5] :

$$[Cu]_{zg}^S = 0{,}39\ [S]_{zg} \cdot a_{CuS_{0,5}} \qquad (16)$$

în care :

$$[S]_{zg} = \{2{,}2 - 3{,}75 \cdot 10^{-2}\ v + 1{,}25 \cdot 10^{-4}\ v\} \cdot (1{,}05 + 0{,}1t) \qquad (17)$$

iar

$$t = 0{,}01\ (T - 1\,523)$$

Solubilitatea oxidului de cupru în zgură poate fi determinată cu ecuaţia [1] :

$$[Cu]_{zg}^{ox} = 31{,}0 \cdot a_{CuO_{0,5}} \qquad (18)$$

iar cuprul total dizovat în zgure corespunde relaţiei :

$$[Cu]_{zg}^{diz} = [Cu]_{zg}^{ox} + [Cu]_{zg}^{S} \qquad (19)$$

Model termodinamic de determinare a cuprului solubilizat în zgură, în cazul obţinerii matelor bogate la prelucrarea concentratelor cuproase într-un singur agregat

Pentru stabilirea concentraţiei cuprului solubilizat în zgurele ce rezultă la prelucrarea concentratelor cuproase în agregatele de topire continuă cu obţinerea matelor bogate conform ecuaţiei (19) este necesar să se cunoască activităţile oxidului şi sulfurii de cupru în zgură, precum şi conţinutul de sulf în zgură.

Pe baza datelor termodinamice prezentate în tabelul 1 şi a ecuaţliior (1—19) s-a stabilit un model matematic care să permită stabilirea $a_{CuO_{0,5}}$ şi $a_{CuS_{0,5}}$, funcţie de diferite valori ce le pot lua variabilele independente ale sistemului. Ecuaţiile modelului sînt următoarele :

$$t = 0{,}01\ (T - 1\,523) \qquad (20)$$

$$(\%\ Fe_3O_4)_{zg} = 2{,}6 + 29{,}7\ a_1 - (10{,}8 - 34a_1) \cdot t - (2{,}3 - 6{,}7a_1)\ t^2 \qquad (21)$$

$$V_a = \frac{2\,241}{32\ y}\Big(0{,}285\ x_1 + 0{,}338\ x_2 + 0{,}998\ x_3 + 0{,}077\ x_4 + 0{,}245\ x_5 + 0{,}320\ x_6 + 0{,}197\ x_7 + 0{,}114\ x_8 - 42{,}9\ \frac{x_1'}{v}\Big) \qquad (22)$$

$$V_{N_2} = 0{,}01\ (100 - y) \cdot V_a \qquad (23)$$

$$V_{SO_2} = \frac{22{,}41}{32}\Big(x_3 + 0{,}086\ x_1 - 27{,}1\ \frac{x_1}{v}\Big) \qquad (24)$$

$$V_{CO_2} = \frac{22{,}41}{40{,}16}\ x_9 + \frac{22{,}41}{56}\ x_{10} \qquad (25)$$

$$V_{H_2O} = \frac{22{,}41}{18}\ W \qquad (26)$$

Tabelul 1

Entalpiile libere normale și constantele de echilibru ale principalelor reacții

Reacția	ΔG_T^0, cal.	K_p		
		1 473 K	1 523 K	1 573 K
$3Fe_3O_{4(s)} + FeS_{(l)} = 10FeO_{(l)} + SO_{2(g)}$	$171\,340 - 99{,}41\ T$	$2{,}013 \cdot 10^{-4}$	$1{,}376 \cdot 10^{-3}$	$8{,}321 \cdot 10^{-3}$
$3FeO_{(l)} + 1/2O_{2(g)} = Fe_3O_{4(s)}$	$-96\,200 + 40{,}59\ T$	$2{,}528 \cdot 10^5$	$8{,}592 \cdot 10^4$	$3{,}128 \cdot 10^4$
$1/2S_{2(g)} + O_{2(g)} = SO_{2(g)}$	$-86\,620 + 17{,}31\ T$	$1{,}173 \cdot 10^9$	$4{,}442 \cdot 10^8$	$1{,}788 \cdot 10^8$
$2Cu_{(l)} + 1/2S_{2(g)} = Cu_2S_{(l)}$	$-35\,160 + 10{,}05\ T$	$1{,}048 \cdot 10^3$	$7{,}067 \cdot 10^2$	$4{,}885 \cdot 10^2$
$Cu_{(l)} + 1/4O_{2(g)} = CuO_{0,5(l)}$	$-17\,490 + 7{,}21\ T$	10,46	8,593	7,15

$$V_g = V_{N_2} + V_{SO_2} + V_{CO_2} + V_{H_2O} \qquad (27)$$

$$p_{SO_2} = \frac{V_{SO_2}}{V_g} \qquad (28)$$

$$z = 47{,}12 - 0{,}589\, v \qquad (29)$$

$$x = 0{,}01\, z \qquad (30)$$

$$a_{FeS} = 2{,}36\, x - 6{,}44\, x^2 + 28{,}12\, x^3 \qquad (31)$$

$$[Cu_2S]_M = 1{,}25 \cdot v \qquad (32)$$

$$[FeS]_M = 74{,}2 - 0{,}9275\, v \qquad (33)$$

$$[FeO]_M = 4{,}8 - 0{,}06\, v \qquad (34)$$

$$[FeO_{1,33}]_M = 20{,}0 - 0{,}25\, v \qquad (35)$$

$$[SiO_2]_M = 1{,}0 - 0{,}0125\, v \qquad (36)$$

$$a_{Cu_2S} = N_{Cu_2S} = \frac{\dfrac{[Cu_2S]_M}{160}}{\dfrac{[Cu_2S]_M}{160} + \dfrac{[FeS]_M}{88} + \dfrac{[FeO]_M}{72} + \dfrac{[FeO_{1,33}]}{77{,}33} + \dfrac{[SiO_2]_M}{60}} \qquad (37)$$

$$a_{FeO} = \left(\frac{K_1 \cdot a_1^3 \cdot a_{FeS}}{p_{SO_2}}\right)^{1/10} \qquad (38)$$

$$p_{O_2} = \left(\frac{a_1}{a_{FeO}^3 \cdot K_2}\right)^2 \qquad (39)$$

$$p_{S_2} = \left(\frac{p_{SO_2}}{K_3 \cdot p_{O_2}}\right)^2 \qquad (40)$$

$$a_{Cu} = \left(\frac{a_{Cu_2S}}{K_4 \cdot p_{S_2}^{1/2}}\right)^{1/2} \qquad (41)$$

$$a_{CuO_{0,5}} = K_5 \cdot a_{Cu} \cdot p_{O_2}^{1/4} \qquad (42)$$

$$[Cu]_{zg}^{ox} = 31{,}0 \cdot a_{CuO_{0,5}} \qquad (43)$$

$$[S]_{zg} = (2{,}2 - 3{,}75 \cdot 10^{-2}\, v + 1{,}25 \cdot 10^{-4}\, v^2) \cdot (1{,}05 + 0{,}1\, t) \qquad (44)$$

$$a_{CuS_{0,5}} = (a_{Cu_2S})^{1/2} \qquad (45)$$

$$[Cu]_{zg}^{S} = 0{,}39\, [S]_{zg} \cdot a_{CuS_{0,5}} \qquad (46)$$

$$[Cu]_{zg}^{diz} = [Cu]_{zg}^{ox} + [Cu]_{zg}^{s} \qquad (47)$$

Antrenările mecanice de cupru în zgură

Separarea fazelor în procesele de topire, ca urmare a diferenței dintre greutățile specifice, determină întotdeauna antrenări reciproce, care în final se traduc prin antrenări mecanice de mată, respectiv cupru în zgură [6]. În cazul proceselor de topire continuă chiar și atunci cînd acestea decurg cu obținerea matelor bogate, pierderile de cupru prin antrenare mecanică sînt mult mai mari comparativ cu procedeele convenționale de topire pentru mată.

În consecință, pentru estimarea conținutului total de cupru în zgură este necesar să se determine în afara cuprului solubilizat și cel antrenat pe cale mecanică.

Ținînd seamă de antrenările reciproce ale fazelor, concentrațiile aparente ale unui element oarecare în mată și zgură se pot determina pe baza următoarelor ecuații stabilite din legea conservării masei :

$$[E]_M^{ap} = 0{,}01\, \{[E]_M (100 - S_{zg}^M) + [E]_{zg} \cdot S_{zg}^M\} \qquad (48)$$

$$[E]_{zg}^{ap} = 0{,}01\, \{[E]_{zg} (100 - S_M^{zg}) + [E]_M \cdot S_M^{zg}\} \qquad (49)$$

Prin urmare, concentrația aparentă a cuprului în zgură poate fi determinată cu ecuația (49), care devine :

$$[Cu]_{zg}^{ap} = 0{,}01\, \{[Cu]_{zg}^{diz} (100 - S_M^{zg}) + [Cu]_M \cdot S_M^{zg}\} \qquad (50)$$

Verificarea modelului

În scopul verificării modelului termodinamic propus, acesta s-a aplicat la prelucrarea concentratelor cuproase într-un singur agregat cu obținerea matelor bogate. Șarja utilizată este identică celei utilizate la obținerea directă a cuprului [1], respectiv în % :

13,5 Cu ; 28,67 Fe ; 31,25 S ; 1,47 Pb ; 0,58 Zn ; 16,8 SiO_2 ; 0,16 As ; 0,21 Sb ; 0,09 Bi ; 3,9 Al_2O_3, 0,76 MgO ; 1,71 CaO ; 0,01 H_2O ; 0,8 altele.

S-au luat în considerare următorii parametri : oxigen în aer 21—30 %; cupru în mată 60—75 %; temperatura 1 473—1 573 K ; activitatea magnetitei 0,7—1. Rezultatele obţinute sînt redate în tabelele 2 şi 3.

Din analiza datelor prezentate în tabelul 3 se constată o creştere a cuprului slubilizat ca oxid şi respectiv o scădere a celui solubilizat cu sulfura pe măsura măririi concentraţiei cuprului din mată la aceleaşi valori ale temperaturii, concentraţiei oxigenului şi activităţii magnetitei. Astfel, creşterea concentraţiei cuprului în mată de la 60 la 75 % determină o creştere a cuprului solubilizat ca oxid de circa două ori, în timp ce cuprul din zgură ca sulfură scade de aproape patru ori pentru orice valoare a temperaturii, concentraţiei oxigenului şi activităţii magnetitei.

Creşterea temperaturii de la 1 473 la 1 573 K la valori constante ale concentraţiei oxigenului în aerul insuflat, ale activităţii magnetitei şi ale conţinutului de cupru în mată determină o uşoară mărire a pierderilor de cupru solubilizat în zgură atît ca oxid, cît şi ca sulfură.

Modificarea activităţii magnetitei de la 0,7 la 1,0, ceilalţi parametri rămînînd constanţi,

Tabelul 2

Volumele principalelor elemente în condiţii normale, l, şi presiunea parţială a SO_2, at

% O_2	% $[Cu]_M$	V_a	V_{N_2}	V_{SO_2}	V_{CO_2}	V_{H_2O}	V_g	p_{SO_2}
21	60	118,56	93,343	18,39	1,108	0,1245	112,966	0,163
21	75	124,594	98,429	19,242	1,108	0,1245	118,904	0,162
21	60	82,709	57,896	18,39	1,108	0,1245	77,519	0,237
30	75	87,216	61,051	19,242	1,108	0,1245	81,526	0,236

Tabelul 3

Rezultatele obţinute prin aplicarea modelului

Temperatura, K	% O_2	$a_{Fe_3O_4}$	$[Cu]_M$	% Fe_3O_4	a_{FeO}	$a_{CuO_{0,5}} \cdot 10^2$	a_{Cu}	$a_{CuS_{0,5}}$	a_{FeS}	$p_{S_2}^{1/2} \cdot 10^2$	$p_{O_2}^{1/2} \cdot 10^5$	$[Cu]_{zg}^{ox}$	$[S]_{zg}^{diz}$	$[Cu]_{zg}^{S}$	$[Cu]^{diz}$	$[Cu]_{zg}^{ap}$	$[Cu]_{mec.}$
1 473	21	0,7	60	17,49	0,398	0,624	0,0901	0,783	0,235	7,2	4,39	0,193	0,400	0,122	0,315	2,783	2,468
			75	17,49	0,350	1,340	0,1602	0,942	0,065	3,3	6,45	0,415	0,090	0,033	0,348	4,763	4,415
		1,0	60	21,8	0,443	0,658	0,0933	0,783	0,235	6,71	4,55	0,204	0,400	0,122	0,326	2,794	2,468
			75	21,8	0,390	1,410	0,1653	0,942	0,065	3,1	6,67	0,437	0,090	0,033	0,470	4,878	4,408
	30	0,7	60	17,49	0,383	0,614	0,0837	0,783	0,235	8,34	4,92	0,190	0,400	0,122	0,312	2,780	2,468
			75	17,49	0,337	1,320	0,1485	0,942	0,065	3,84	7,23	0,409	0,090	0,033	0,442	4,851	4,409
		1,0	60	21,8	0,426	0,651	0,0871	0,783	0,235	7,71	5,11	0,202	0,400	0,122	0,324	2,792	2,468
			75	21,8	0,375	1,390	0,1540	0,942	0,065	3,57	7,50	0,431	0,090	0,033	0,464	4,872	4,408
1 523	21	0,7	60	23,39	0,482	0,819	0,1118	0,783	0,235	6,93	7,27	0,254	0,420	0,128	0,382	2,792	2,41
			75	23,39	0,424	1,760	0,1981	0,942	0,065	3,20	10,68	0,545	0,095	0,035	0,580	4,472	3,892
		1,0	60	32,3	0,537	0,860	0,1155	0,783	0,235	6,50	7,51	0,266	0,420	0,128	0,394	2,804	2,410
			75	32,3	0,472	1,860	0,0206	0,942	0,065	2,96	11,06	0,576	0,095	0,035	0,611	4,992	4,381
	30	0,7	60	23,39	0,464	0,806	0,1040	0,783	0,235	8,03	8,15	0,250	0,42	0,128	0,378	2,789	2,411
			75	23,39	0,409	1,720	0,1833	0,942	0,065	3,74	11,90	0,533	0,095	0,035	0,568	4,952	4,384
		1,0	60	32,3	0,517	0,847	0,1714	0,783	0,235	7,52	8,42	0,262	0,42	0,128	0,390	2,800	2,41
			75	32,3	0,455	1,820	0,1903	0,942	0,065	3,47	12,35	0,564	0,095	0,035	0,599	4,417	3,818
1 573	21	0,7	60	30,49	0,577	1,060	0,1378	0,783	0,235	6,60	11,65	0,328	0,44	0,134	0,462	2,814	2,352
			75	30,49	0,508	2,260	0,2421	0,942	0,065	3,10	17,07	0,700	0,100	0,037	0,737	5,013	4,356
		1,0	60	45,0	0,643	1,110	0,1413	0,783	0,235	6,28	12,02	0,344	0,440	0,134	0,478	2,830	2,352
			75	45,0	0,565	2,39	0,2512	0,942	0,065	2,88	17,72	0,741	0,100	0,037	0,778	5,131	4,353
	30	0,7	60	30,49	0,556	1,03	0,1269	0,783	0,235	7,79	13,02	0,319	0,440	0,134	0,453	2,806	2,353
			75	30,49	0,489	2,22	0,2250	0,942	0,065	3,59	19,14	0,768	0,100	0,037	0,805	5,157	4.352
		1,0	60	45,0	0,619	1,09	0,1313	0,783	0,235	7,28	13.48	0,338	0,440	0,134	0,472	2,824	2,352
			75	45,0	0,545	2,33	0,2319	0,942	0,065	3,38	19,74	0,722	0,100	0,037	0,759	5,113	4,354

conduce la o creștere ușoară a cuprului solubilizat în zgură ca oxid, în schimb nu influențează solubilitatea Cu_2S în zgură. De asemenea, prin mărirea concentrației oxigenului de la 21 la 30 % la valori constante ale celorlalţi parametri, conţinutul de oxid de cupru în zgură scade nesemnificativ, iar cuprul ca sulfură rămîne constant.

Ca urmare a concentrațiilor mai mari ale cuprului din zgură ca oxid comparativ cu cel ca sulfură, practic concentrația cuprului total dizolvat prezintă o variaţie similară cu cuprul dizolvat ca oxid.

Valorile maxime ale cuprului solubilizat în domeniul de valori considerate s-au obţinut la temperatura de 1 573 K și activitatea magnetitei de 0,7, cînd s-a utilizat aer îmbogăţit în oxigen.

Pentru stabilirea cuprului total în zgură, solubilizat și antrenat mecanic, s-a considerat pe baza datelor practice [7], [8] un conţinut total de sulf în zgură de 1,3 %. Ca urmare, sulful antrenat mecanic ca mată s-a determinat prin diferența dintre sulful total și cel solubilizat, redat în tabelul 3 pentru diferite condiţii de lucru, iar pe baza acestuia s-a stabilit procentul de mată antrenată în zgură (S^{zg}_M) pentru diferite valori ale conţinutului de cupru din mată. Cunoscîndu-se cantitatea de mată antrenată în zgură și conţinuturile de cupru în mată și în zgură, pe baza ecuației (50) s-a determinat concentrația aparentă a cuprului în zgură și respectiv cuprul antrenat mecanic.

Se constată valori mult mai mari ale cuprului antrenat mecanic, comparativ cu cel dizolvat; acesta este cu atît mai mare cu cît conţinutul de cupru în mată este mai ridicat.

Practic creșterea concentrației cuprului în mată de la 60 la 75 % determină o dublare a cuprului antrenat mecanic în zgură. Totuși, concentrația aparentă a cuprului în zgură, în condiţiile obţinerii matelor bogate în agregatele de topire continuă, este mult mai mică (de peste două ori) faţă de cazul obţinerii directe a cuprului [1]. Antrenările mecanice de cupru în zgură fiind determinate doar pe baza unui model termodinamic și a legii conservării masei, nu se pot desprinde concluzii certe referitoare la influența concentrației oxigenului, temperaturii sau activităţii magnetitei asupra acestora. Cu toate acestea, rezultatele obţinute prin aplicarea modelului concordă bine cu datele obţinute în practică. În lucrările [7]—[9] se indică un conţinut de 5,4 % Cu, 1,3 % S și 20 % Fe_3O_4 în zgură la 1 473 K, în condiţiile utilizării aerului obișnuit și obţinerii unor mate cu 75,8 % Cu la o instalaţie tip Noranda. Comparativ cu aceste date, prin modelul prezentat, pentru valori apropiate ale principalilor parametri (75 % Cu în mată, 1 473 K, 21 % O_2 și 21,8 % Fe_3O_4), a rezultat un conţinut de 4,878 % Cu în zgură (tab. 3), care se apropie de valoarea obţinută în practică (5,4 %).

Concluzii

Prin studiul echilibrului sistemelor mată — zgură — fază gazoasă, corespunzătoare topirii într-un singur agregat cu obţinerea matelor bogate, s-a elaborat un model termodinamic care permite determinarea cuprului solubilizat și antrenat mecanic în zgură. Aplicarea acestuia a dovedit o bună concordanță cu rezultatele practice pentru o instalaţie tip Noranda.

Prin obţinerea matelor bogate și nu a cuprului brut în instalațiile de topire continuă, au rezultat valori mult mai mici (de cca. 2 ori) ale cuprului în zgură.

Semnificația notațiilor

$(\% Fe_3O_4)_{zg}$ — concentrația procentuală a magnetitei în zgură ;
a_1 — activitatea magnetitei în zgură ;
T — temperatura absolută, K ;
V_a — volumul de aer în condiţii normale, l ;
x_i ($i = 1, 3,3 \ldots 10$) — concentraţiile procentuale în șarjă ale Cu, Fe, S, Pb, Zn, As, Sb, Bi, MgO și respectiv CaO ;
V_{N_2}, V_{CO_2}, V_{H_2O}, V_{SO_2} — volumele normale de N_2, CO_2, H_2O și SO_2, l ;
y — concentrația oxigenului în aer, % volumetrice ;
V_g — volumul total de gaze, l ;
W — umiditatea șarjei, % greutate ;
p_{SO_2}, p_{S_2}, p_{O_2} — presiunile parţiale ale SO_2, S_2 și O_2, at ;
$x = 0,01\ z$;
z — concentrația fierului ca sulfură în mată, % ;
$[Cu_2S]_M$, $[FeS]_M$, $[Fe_3O_4]_M$, $[FeO]_M$, $[SiO_2]_M$ — concentraţiile acestor combinaţii în mată, % ;
v — concentrația cuprului în mată, % ;
a_i — activitățile elementelor sau combinaţiilor „i" ;
$[S]_{zg}$ — concentrația sulfului din zgură, % ;
$[Cu]^{ox}_{zg}$ — concentrația cuprului ca oxid în zgură, % ;
$[Cu]^{S}_{zg}$ — concentrația cuprului ca sulfură în zgură, % ;
$[Cu]^{diz}_{zg}$ — concentrația cuprului total solubilizat în zgură, % ;
$[E]^{ap}_{M}$, $[E]^{ap}_{zg}$ — concentrațiile aparente ale elementelor E în mată și respectiv în zgură, % ;
S^{J}_{i} — antrenările mecanice ale fazei „i" în faza „J", % ;
$[Cu]_{mec}$ — concentrația cuprului antrenat mecanic în zgură, %.

BIBLIOGRAFIE

[1] Oprea, Fl., Taloi, D. și Constantin, I. *Un nou model termodinamic privind repartiţia cuprului la topirea continuă.* Sesiunea de comunicări științifice ICEM, 5—7 sept., 1979.

[2] Bor, F. Y. și Tarassoff În: Canadian Metallurgical Quarterly, vol. 10, nr. 4, 1979, p. 267.

[3] Spira, P. și Themelis, N.J. În : Journal of Metals, vol. 21, nr. 4, 1969, p. 35.

[4] Krivsky, W.A. și Schumann În : Trans. AIME, vol. 209, p. 981.

[5] Nagamori, M. și Mackey, P.J. În : Met. Trans. B, vol. 9 B, 1978, p. 255.

[6] Oprea, Fl. și Constantin, I. În : Metalurgia, nr. 10, 1976.

[7] Themelis, N.J., Mc.Kenow, Tarassoff, P. și Hallet, G.D. În : Journal of Metals, vol. 24, nr. 4, 1972, p. 25.

[8] Mills, L.A., Hallet, G.D. și Newman, C.J. *Extractive Metallurgy of Copper.* New York, 1976.

Dr. ing. N. Atanasiu
Institutul politehnic — București

Influența vitezei de deformare asupra comportării la deformare plastică a titanului

CZ : 539.374 : 669.295

Titanul și aliajele pe bază de titan au caracteristici mecanice și proprietăți anticorosive superioare și un raport ridicat între rezistența la rupere (R_m) și greutatea specifică (γ). La temperaturi înalte (700 K) rezistența la rupere a titanului este de circa două ori mai mare decît a celui mai rezistent aliaj de aluminiu la 475 K. Titanul își menține proprietățile plastice și la temperaturi criogenice.

Datorită acestor caracteristici, titanul și aliajele sale sînt de un interes deosebit pentru industria modernă, mai ales în construcția aeronautică, aerospațială, în construcțiile navale, în industria chimică și petrochimică, precum și în centrale nuclearo-electrice.

În stare pură titanul prezintă o fază α cu structură hexagonală compactă sub 1 155 K și o fază β, cubică cu volum centrat, la temperaturi peste 1 155 K. La titanul tehnic, cu un conținut de oxigen și azot sub 0,15%, transformarea α/β începe la temperatura de 1 138 K și se termină la 1 193 K.

Titanul de mare puritate nu prezintă o importanță deosebită în construcția de mașini, datorită caracteristicilor sale mecanice relativ scăzute. Astfel, un titan rafinat cu un conținut de 0,008% O_2 și 0,01% N_2 are următoarele caracteristici mecanice : rezistența la rupere $R_m = 250$ N/mm²; limita de curgere $R_{p0,2} = 105$ N/mm²; alungirea la rupere $A = 72\%$; gîtuirea la rupere $Z = 86\%$ și duritatea Vickers $HV = 83$, exprimată în daN/mm².

Titanul tehnic poate avea următoarea compoziție chimică medie :

O_2	N_2	C	Fe	Ni	Si	Cl_2
0,04	0,02	0,03	0,06	0,05	0,02	0,08

iar unele sorturi de titan tehnic pot avea conținuturi mai scăzute de oxigen, azot și carbon.

Valorile caracteristicilor mecanice ale titanului tehnic sînt : rezistența la rupere $R_m = 350-550$ N/mm²; limita de curgere $R_{p0,2} = 250-350$ N/mm² și alungirea $A = 35-50\%$.

Caracteristicile mecanice ale titanului depind în mare măsură de conținutul de oxigen și într-o mică măsură de conținutul de azot, carbon, fier și siliciu.

Influența conținutului de oxigen asupra caracteristicilor mecanice ale titanului este reprezentată în figura 1. Printr-o interpolare grafică se pot determina conținuturi de oxigen, azot și carbon care majorează nivelul caracteristicilor mecanice ale titanului. De exemplu, o majorare a oxigenului cu 0,05% determină creșterea rezistenței la rupere a titanului cu 60 N/mm²; 0,05% azot, cu 125 N/mm²; 0,05% C, cu 35 N/mm² și 0,05% fier, cu 10 N/mm².

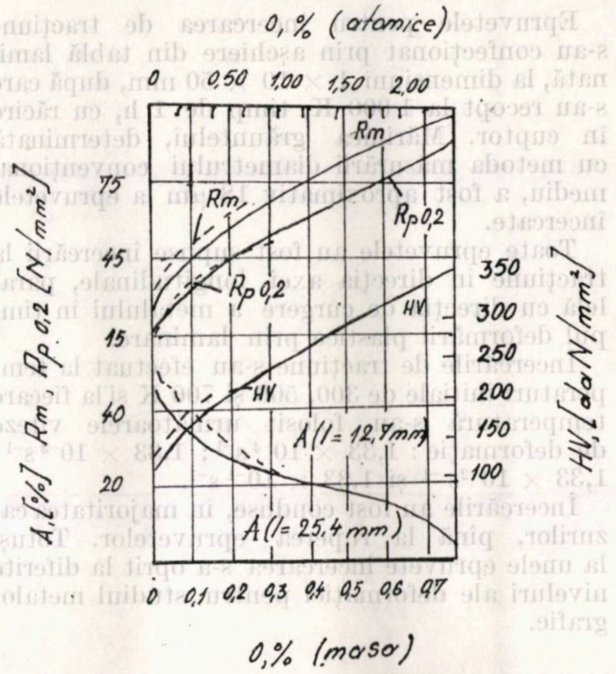


Fig. 1. Influența conținutului de oxigen asupra caracteristicilor mecanice ale titanului [1]

Conținutul de oxigen influențează și comportarea titanului la temperaturi criogenice. Astfel, titanul tehnic avînd un conținut de 0,13—0,15% O_2 și rezistența la rupere $R_m = 500$ N/mm² nu prezintă fragilitate la temperaturi de 67 K, iar valoarea rezilienței scade cu numai 15% față de cea obținută la 273 K și anume : $KCU_2 = 16,4$ daN·m/cm² la 273 K scade la 14 daN·m/cm². În schimb, la un titan tehnic cu 0,30% oxigen ($R_m = 670$ N/mm²) $KCU_2 = 8,3$ daN·m/cm² la 273 K scade la 3,7 daN·m/cm².

În practica industrială titanul și aliajele pe bază de titan se prelucrează frecvent prin diferitele procedee de deformare plastică (laminare, forjare, matrițare) atît la cald, cît și la rece. De aceea cunoașterea comportării acestor materiale în timpul deformării plastice prezintă importanță imediată.

Lucrarea de față descrie rezultatele unor cercetări efectuate asupra titanului nealiat, privind relațiile dintre tensiuni, deformații și viteze de deformații, precum și influența vitezei de deformație asupra rezistenței la rupere și a ductilității.

Condiții de experimentare

Experimentările s-au efectuat asupra titanului nealiat avînd următoarea compoziție chimică, în procente :

O_2	C	N_2	H_2	Fe	Ti
0,33	0,024	0,021	0,005	0,15	rest

Epruvetele pentru încercarea de tracțiune s-au confecționat prin așchiere din tablă laminată, la dimensiuni 1 × 10 × 50 mm, după care s-au recopt la 1 000 K, timp de 1 h, cu răcire în cuptor. Mărimea grăuntelui, determinată cu metoda măsurării diametrului convențional mediu, a fost aproximativ 18 μm la epruvetele încercate.

Toate epruvetele au fost supuse încercării la tracțiune în direcția axei longitudinale, paralelă cu direcția de curgere a metalului în timpul deformării plastice prin laminare.

Încercările de tracțiune s-au efectuat la temperaturi inițiale de 300, 500 și 700 K și la fiecare temperatură s-au folosit următoarele viteze de deformație : $1{,}33 \times 10^{-4}\,s^{-1}$; $1{,}33 \times 10^{-3}\,s^{-1}$; $1{,}33 \times 10^{-2}\,s^{-1}$ și $1{,}33 \times 10^{-1}\,s^{-1}$.

Încercările au fost conduse, în majoritatea cazurilor, pînă la ruperea epruvetelor. Totuși la unele epruvete încercarea s-a oprit la diferite niveluri ale deformației pentru studiul metalografic.

Rezultate obținute

Pe baza încercărilor de tracțiune s-au construit diagrame efort unitar $R(\sigma)$ — alungire $A_t(\varepsilon)$ în funcție de temperatura și de viteza de deformație. Astfel, în figura 2 s-a reprezentat diagrama $R(\sigma) - A_t(\varepsilon)$ la viteza de deformație $\dot{\varepsilon} = 1{,}33 \times 10^{-4}\,s^{-1}$; în figura 3 $\dot{\varepsilon} = 1{,}33 \times 10^{-3}\,s^{-1}$ și în figura 4, $\dot{\varepsilon} = 1{,}33 \times 10^{-2}\,s^{-1}$ la temperaturi de 300, 500 și 700 K pentru fiecare din vitezele de deformație aplicate.

Din analiza acestor diagrame se constată că atît parametrii de rezistență (rezistența la rupere și limita de curgere), cît și parametrii de ductilitate (alungirea și gîntuirea la rupere) sînt influențați de viteza de deformație și de temperatură.

În general, efortul unitar la încărcarea maximă a epruvetei crește cu sporirea vitezei de deformație, creșteri mai însemnate se observă la temperaturi mai ridicate. Limita de curgere crește de asemenea cu viteza de deformație, iar la viteză de deformație constantă scade cu ridicarea temperaturii.

Titanul nu prezintă limita de curgere aparentă la temperatura de 300 K, la toate vitezele de deformație aplicate, în schimb la temperaturi de 500 și 700 K apare atît limita de curgere superioară R_{eH}, cît și cea inferioară R_{eL} la vitezele de deformație folosite la încercări.

Pentru a evidenția efectul vitezei de deformație asupra rezistenței la rupere R, s-a reprezentat diagrama din figura 5. Astfel, la viteza de deformație $\dot{\varepsilon} = 1{,}33 \times 10^{-2}\,s^{-1}$ și la temperatura de 300 K, rezistența la rupere $R_m = 650\ N/mm^2$, iar la $\dot{\varepsilon} = 1{,}33 \times 10^{-4}\,s^{-1}$ și la aceeași temperatură $R_m = 605\ N/mm^2$. Influ-

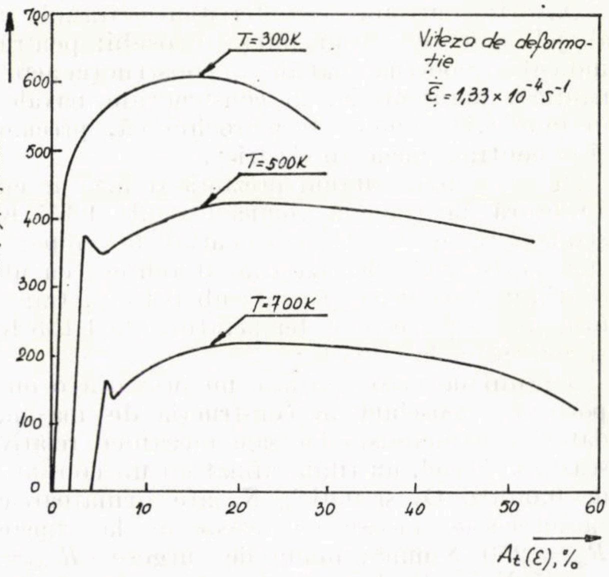


Fig. 2. Diagrama $R(\sigma) - A_t(\varepsilon)$ la viteza de deformație : $1{,}33 \times 10^{-4}\,s^{-1}$ și la temperaturi de 300, 500 și 700 K

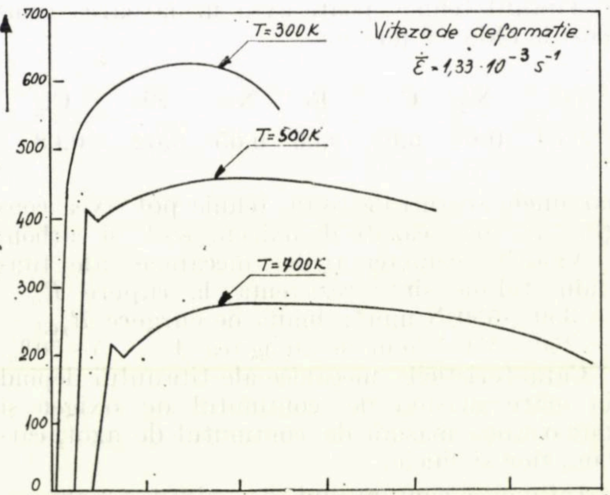


Fig. 3. Diagrama $R(\sigma) - A_t(\varepsilon)$ la viteza de deformație : $1{,}33 \times 10^{-3}\,s^{-1}$ și la temperaturi de 300, 500 și 700 K

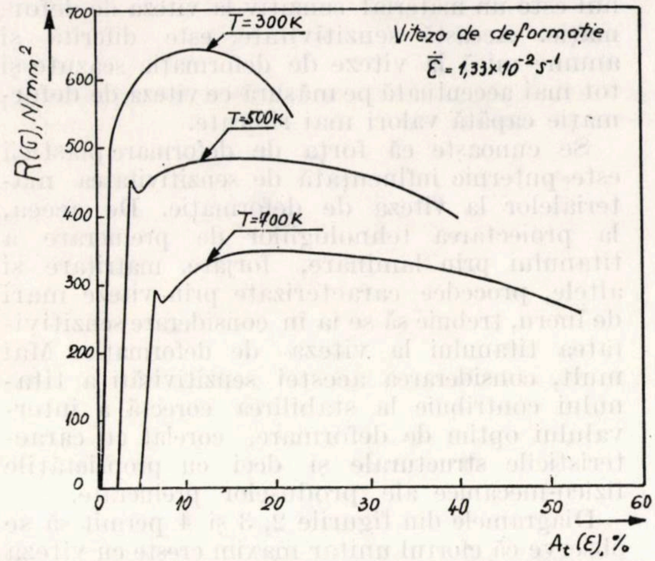


Fig. 4. Diagrama $R(\sigma) - A_t(\varepsilon)$ la viteza de deformaţie: $1{,}33 \times 10^{-2}s^{-1}$ şi la temperaturi de 300, 500 şi 700 K

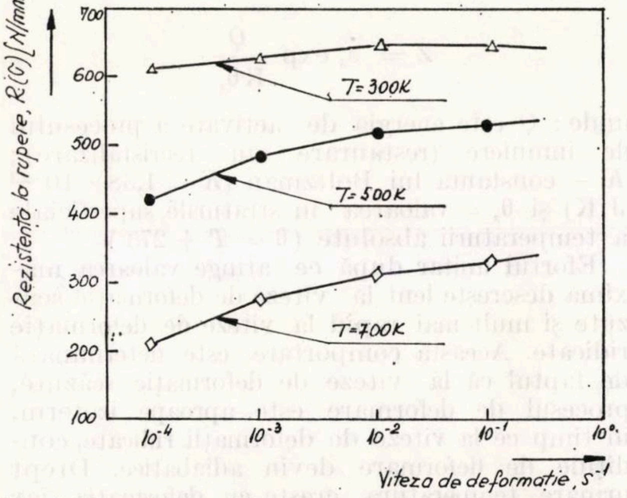


Fig. 5. Dependenţa rezistenţei de rupere de viteza de deformaţie şi de temperatură

enţa mai însemnată a vitezei de deformaţie se observă la temperaturi de 600 K şi anume la $\dot\varepsilon = 1{,}33\times10^{-2}\,s^{-1}$, $R_m = 315$ N/mm², iar la $\dot\varepsilon = 1{,}33 \times 10^{-4}\,s^{-1}$, $R_m = 208$ N/mm².

Alungirea corespunzătoare sarcinii maxime şi alungirea totală la rupere A_t prezintă, în general, o scădere cu creşterea vitezei de deformaţie. Unele excepţii care au apărut în timpul experimentărilor au fost determinate de factori externi şi nu de natura materialului.

Variaţia alungirii totale la rupere A_t în funcţie de viteza de deformaţie s-a reprezentat în figura 6. Se observă că la o viteză de deformaţie de $\dot\varepsilon = 4{,}20 \times 10^{-4}\,s^{1}$ şi la temperatura de 500 K, alungirea totală la rupere $A_t = 52{,}5\%$, iar la $\dot\varepsilon = 1{,}33 \times 10^{-1}\,s^{-1}$, $A_t = 40\%$ la aceeaşi temperatură.

Gîtuirea la rupere manifestă o creştere uşoară cu viteze de deformaţii mici, însă la viteze de deformaţii ridicate se constată o creştere a ductilităţii titanului, îndeosebi la temperatura de 300 K (fig. 7). Astfel, la o viteză de deformaţie $\dot\varepsilon = 4{,}16\times10^{-2}\,s^{-1}$ gîtuirea la rupere $Z = 52{,}5\%$, iar la $\dot\varepsilon = 1{,}33 \times 10^{-1}\,s^{-1}$, $Z = 54{,}5\%$.

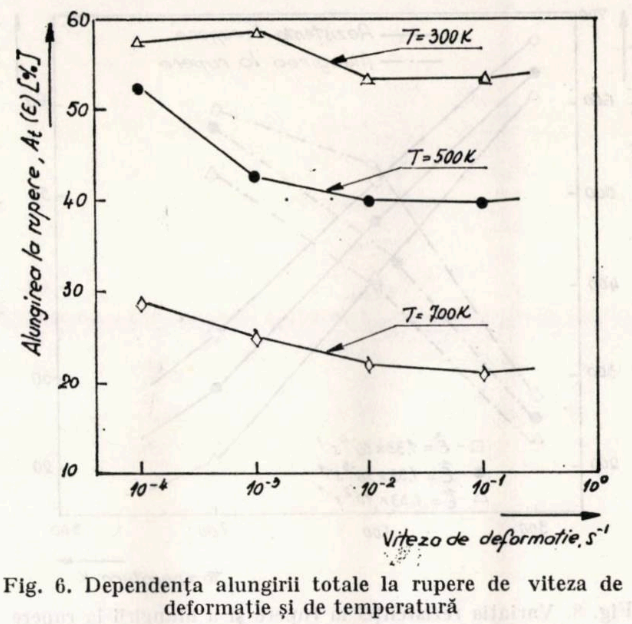


Fig. 6. Dependenţa alungirii totale la rupere de viteza de deformaţie şi de temperatură

Creşterea ductilităţii cu viteza de deformaţie se explică prin accentuarea caracterului adiabatic al deformării, fapt ce conduce la o încălzire mai pronunţată a epruvetei şi, implicit, la o relaxare parţială a concentratorilor de tensiuni de la capetele microfisurilor şi deci la întîrzierea dezvoltării procesului de rupere.

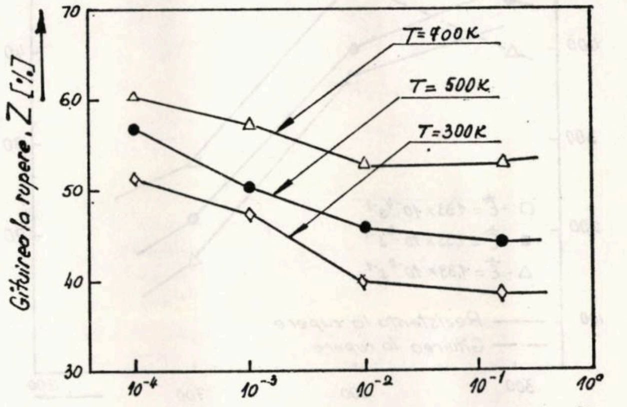


Fig. 7. Variaţia gîtuirii la rupere în funcţie de viteza de deformaţie şi temperatură

Efectul vitezei de deformaţie şi a temperaturii asupra rezistenţei la rupere şi alungirii s-a reprezentat în figura 8. Se observă o scădere pronunţată a rezistenţei la rupere cu temperatura la toate vitezele de deformaţie aplicate. O comportare similară prezintă şi alungirea la rupere. În figura 9 s-au reprezentat variaţia limitei de curgere şi a gîtuirii cu temperatura la diferite viteze de deformaţie. Se constată că limita de curgere scade lent cu temperatura în intervalul de pînă la 500 K, după care scăderea este mult mai puternică.

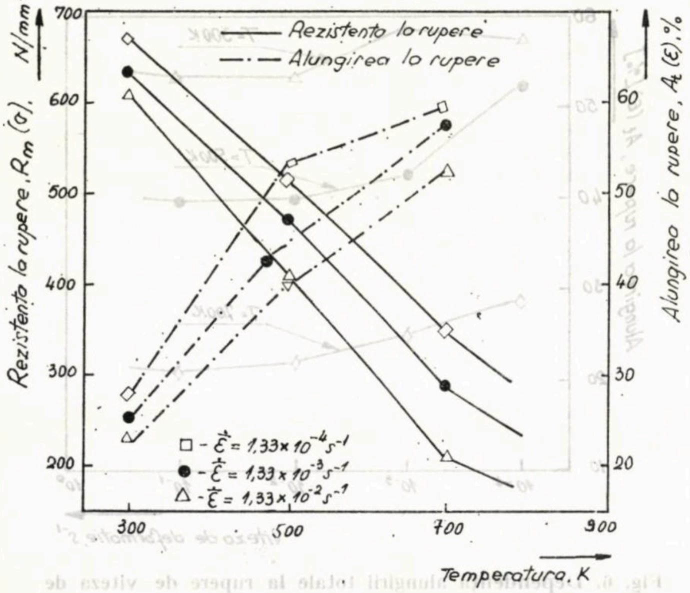


Fig. 8. Variaţia rezistenţei la rupere şi a alungirii la rupere în funcţie de temperatură şi de viteza de deformaţie

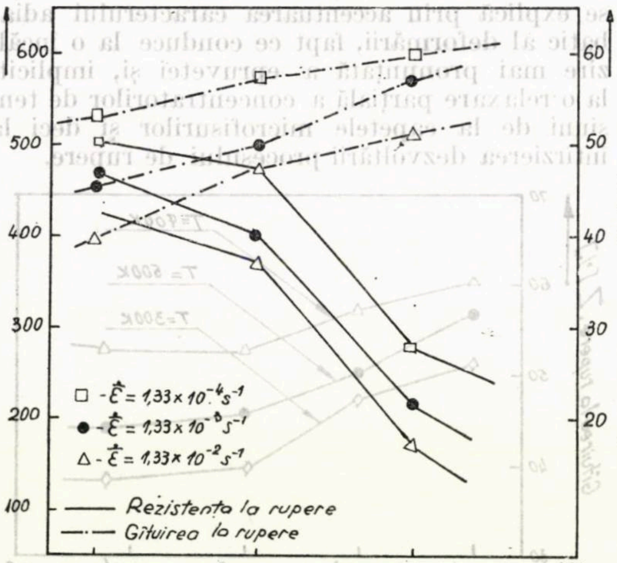


Fig. 9. Variaţia limitei de curgere şi a gîtuirii la rupere în funcţie de temperatură şi de viteza de deformaţie

Analiza rezultatelor

Experimentările efectuate la încercările de tracţiune la diferite viteze de deformaţie şi la diverse temperaturi ilustrează faptul că titanul este un material senzitiv la viteza de deformaţie. Această senzitivitate este diferită şi anume mică la viteze de deformaţie scăzute şi tot mai accentuată pe măsură ce viteza de deformaţie capătă valori mai ridicate.

Se cunoaşte că forţa de deformare plastică este puternic influenţată de senzitivitatea materialelor la viteza de deformaţie. De aceea, la proiectarea tehnologiilor de prelucrare a titanului prin laminare, forjare, matriţare şi altele, procedee caracterizate prin viteze mari de lucru, trebuie să se ia în considerare senzitivitatea titanului la viteza de deformaţie. Mai mult, considerarea acestei senzitivităţi a titanului contribuie la stabilirea corectă a intervalului optim de deformare, corelat cu caracteristicile structurale şi deci cu proprietăţile fizico-mecanice ale produselor prelucrate.

Diagramele din figurile 2, 3 şi 4 permit să se observe că efortul unitar maxim creşte cu viteza de deformaţie. Aceasta sugerează că σ_{max} este o funcţie crescătoare a valorii Z_s a parametrului lui Zener — Hollomon, dat de expresia :

$$Z = \dot{\varepsilon}_s \exp \frac{Q}{K\theta_s}$$

unde : Q este energia de activare a procesului de înmuiere (restaurare sau recristalizare) ; K — constanta lui Boltzman ($K = 1{,}38 \times 10^{-23}$ J/K) şi θ_s = valoarea în straturile superficiale a temperaturii absolute ($\theta = T + 273°$).

Efortul unitar după ce atinge valoarea maximă descreşte lent la viteze de deformaţie scăzute şi mult mai rapid la viteze de deformaţie ridicate. Această comportare este determinată de faptul că la viteze de deformaţie scăzute, procesul de deformare este aproape izoterm, în timp ce la viteze de deformaţii ridicate, condiţiile de deformare devin adiabatice. Drept urmare, temperatura creşte cu deformaţia, iar efortul unitar după ce atinge valoarea maximă începe să scadă pînă la ruperea epruvetei. Panta curbei în zona de scădere a efortului unitar devine mai abruptă cu creşterea vitezei de deformaţie şi cu creşterea lucrului mecanic de deformaţie transformat în căldură.

La viteze scăzute de deformaţie, producerea căldurii fiind lentă, temperatura suprafeţei epruvetelor rămîne aproximativ constantă. Întrucît în acest caz durata este mare pînă la ruperea epruvetei, sistemul de reglare a temperaturii reuşeşte să compenseze creşterea temperaturii, ceea ce determină ca fluctuaţiile de temperatură să fie de ± 283 K.

În cazul vitezelor de deformaţie ridicate, producerea căldurii este rapidă, iar temperatura suprafeţei creşte aproximativ liniar cu deformaţia, astfel că :

$$\Delta\theta_s = \Delta T_s = K_0\, \varepsilon_s\, ; \; \varepsilon_s = \int_0^t \dot{\varepsilon}_s\, dt$$

K_0 este o funcţie de temperatură iniţială şi de viteza de deplasare a traversei mobile a maşinii de încercat.

De asemenea, diagramele $R(\sigma) - A_t(\varepsilon)$ din figurile 2, 3 şi 4 permit să se observe că titanul se ecruisează la prelucrarea prin deformare plastică. Pentru calculul coeficientului de ecruisare a titanului în funcţie de deformaţie s-a folosit expresia:

$$n = \left(\frac{\varepsilon}{\sigma}\right)\left(\frac{d\sigma}{d\varepsilon}\right).$$

Rezultatele obţinute din calculele efectuate sînt trecute parţial în graficul din figura 10 pentru temperaturile de 300 şi 500 K şi pentru două viteze de deformaţie: $4{,}20 \times 10^{-4}\ \mathrm{s}^{-1}$ şi $5{,}24 \times 10^{-3}\ \mathrm{s}^{-1}$. Se constată că coeficientul de ecruisare n creşte cu deformaţia atît la temperatura de 300 K, cît şi la cea de 500 K. Valoarea maximă a coeficientului n la 300 K corespunde unei deformaţii $A = 11\%$, iar la 500 K, la circa 20%.

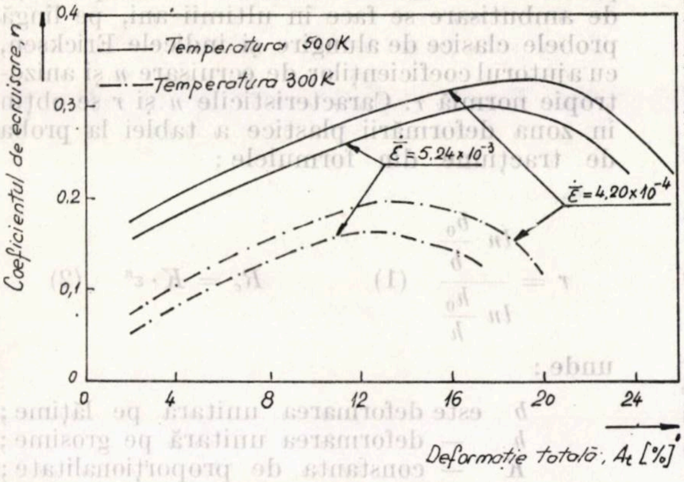


Fig. 10. Variaţia coeficientului de ecruisare n în funcţie de deformaţia la rupere şi de viteza de deformaţie

Concluzii

— Experimentările efectuate la încercarea de tracţiune în domeniul de viteze de deformaţie $\dot{\varepsilon} = 10^{-4}$ la $10^{-1}\ \mathrm{s}^{-1}$ şi la diferite temperaturi indică că titanul prezintă senzitivitate la viteza de deformaţie. Această senzitivitate este redusă la viteze de deformaţie scăzute, însă devine accentuată pe măsură ce viteza de deformaţie creşte la niveluri ridicate.

— Titanul se ecruisează prin deformare plastică, iar valoarea coeficientului de ecruisare creşte cu gradul de deformare şi scade cu mărirea vitezei de deformaţie.

— Ductilitatea titanului creşte cu viteza de deformaţie prin accentuarea caracterului adiabatic al deformării, ceea ce determină încălzirea materialului, şi implicit, relaxarea parţială a concentratorilor de tensiuni de la capetele microfisurilor şi deci la întîrzierea dezvoltării procesului de rupere.

BIBLIOGRAFIE

[1] Joffe, R.I. ş.a. În: Transactions American Institute of Metallurgical Engineers, 1950, vol. 188, p. 1261—1267.

[2] Rose, K.S., Glover, ş.a. În: Acta Metallurgica, nr. 14, 1966 p. 1505—1510.

[3] Hart, F. În: Acta Metallurgica nr. 15, 1967, p. 351—360.

[4] Hutchinson, J.W. şi Neale, K.W. În: Acta Metallurgica, nr. 25, 1977, p. 839—848.

[5] Meester, B. ş.a. În: Zeitschrift für Metallkunde, nr. 64, 1973, p. 775—781.

[6] Ismail, M. În: Zeitschrift für Metallkunde, nr. 7, 1979, p. 433—437.

[7] Okazaki, K. ş.a. În: Acta Metallurgica, vol. 27, 1979, p. 301—313.

[8] Kornilov, I.I. ş.a. În: Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, nr. 8, 1977, p. 58—70.

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Tendințe noi în fabricarea benzilor din oțel pentru ambutisare. Benzi pentru ambutisare cu rezistență ridicată, de tip bifazic și benzi pentru ambutisare foarte adîncă stabilizate interstițial, recoapte continuu

CZ : 669 14—418 : 621.983.3

Două direcții principale au dirijat cercetările asupra fabricării benzilor de ambutisare în ultimii 10 ani ; pe de o parte cererea industriei constructoare de automobile privind fabricarea de benzi cu caracteristici superioare și pe de altă parte tendința industriei siderurgice de a fabrica aceste calități de benzi pe fluxurile continue, mai avantajoase economic.

La simpozionul ONU din 1974 pe tema utilizării oțelurilor pentru ambutisare s-a pus problema fabricării caroseriilor de automobile din benzi subțiri cu rezistență mai ridicată ($R \sim 60$ kgf/mm^2), fără înrăutățirea proprietăților de deformabilitate la presă. Problema a fost ridicată din motive de securitate a automobilelor și reducere a greutății, implicit reducerea consumului de carburant. În anul 1975 cercetătorii japonezi [1] semnalau pentru prima dată proprietățile deosebite de rezistență și plasticitate ridicate ale oțelurilor cu structură bifazică, comparativ cu oțelurile convenționale, iar din anul 1977 cele mai mari firme de automobile din S.U.A. folosesc mai mult de 10% benzi din oțel laminate la rece, cu rezistență ridicată [2].

Productivitatea scăzută, consumul de energie și neuniformitatea proprietăților în interiorul rulourilor de bandă pentru ambutisare adîncă, recoapte în cuptoare clopot, au pus problema fabricării acestor benzi în linii continue, asemănătoare celor pentru benzi galvanizate. Întrucît folosirea în acest scop a oțelului clasic calmat cu aluminiu nu a dat rezultate din cauza vitezei mari de recoacere continuă care nu permite precipitarea AlN la încălzire și menține carbonul în soluție la răcire, cercetătorii au pus la punct oțeluri noi care nu mai folosesc AlN pentru dirijarea recristalizării și au un conținut mai scăzut de carbon liber. Acestea sînt oțeluri cu carbon foarte scăzut stabilizate cu Ti sau Nb, care dau, după recoacerea continuă, proprietăți de ambutisabilitate superioare oțelurilor clasice calmate cu aluminiu.

Benzi pentru ambutisare cu rezistență ridicată din oțeluri bifazice

Principii metalurgice pentru fabricarea benzilor de ambutisare cu rezistență ridicată. În fabricarea benzilor pentru ambutisare cu rezistență ridicată, factorul cel mai important este obținerea unei rezistențe ridicate fără diminuarea plasticității sub limitele deformării pe presele de ambutisare. Caracterizarea capacității de ambutisare se face în ultimii ani, pe lîngă probele clasice de alungire și indicele Ericksen, cu ajutorul coeficienților de ecruisare n și anizotropie normlă r. Caracteristicile n și r se obțin în zona deformării plastice a tablei la proba de tracțiune din formulele :

$$r = \frac{ln\,\frac{b_0}{b}}{ln\,\frac{h_0}{h}} \quad (1) \qquad R_c = K \cdot \varepsilon^n \quad (2)$$

unde :

b este deformarea unitară pe lățime ;
h — deformarea unitară pe grosime ;
K — constanta de proporționalitate ;
R_c — limita de curgere ;
ε — deformarea unitară pe lungime a probei supuse la tracțiune.

Coeficientul de ecruisare n este proporțional cu capacitatea de deformare prin ștampare, iar coeficientul de anizotropie n, cu capacitatea de deformare prin ambutisare simplă.

Principiile metalurgice convenționale aplicate pînă în prezent pentru creșterea rezistenței benzilor sînt : durificarea prin alierea soluției solide și durificarea prin precipitare.

— Durificarea prin alierea soluției solide se face prin adăugarea de elemente de aliere de substituție (Si, Mn, P etc.) pînă la aproximativ 3%, obținîndu-se o rezistență de maximum 60 kgf/mm^2 și o alungire totală de pînă la 27%.

— Durificarea prin precipitare se face prin alierea cu elemente carburigene ca Ti, Nb, V, care duc la creșterea rezistenței prin pecipitarea carburilor respective. Se obțin valori ale rezistenței mai ridicate de 60 kgf/mm^2, dar avînd o alungire mai slabă nu sînt corespunzătoare la deformarea biaxială. Atît în cazul oțelurilor durificate prin alierea soluției solide cu elemente de substituție, cît și în cazul durificării prin precipitare, un spor de rezistență se obține și prin finisarea granulației fără ca acest principiu să fie folosit independent pentru creşterea rezistenţei benzilor laminate la rece, ambutisabile. În figura 1 se arată ponderea calculată a diferitelor mecanisme de durificare în creşterea rezistenţei oţelurilor aliate cu V—Nb, fabricate de Vanitec [3].

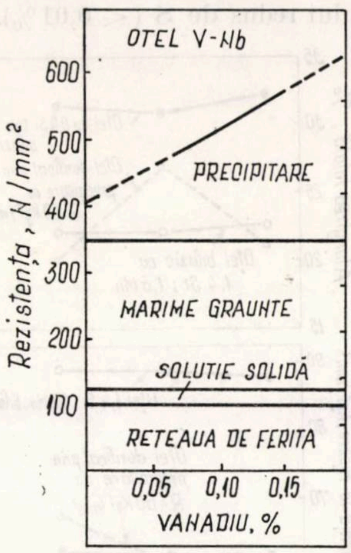


Fig. 1. Ponderea calculată a diferitelor mecanisme de creştere a rezistenţei la benzile din oţel V-Nb

Particularităţile oţelurilor cu structură bifazică. Hayami şi Furukawa arată [1] pentru prima dată în 1975 că benzile cu rezistenţă ridicată, care au structura formată dintr-un amestec de ferită şi martensită fin dispusă în proporţie de ~20% volume (fig. 2), prezintă un ansamblu de proprietăţi rezistenţă — plasticitate net superior benzilor din oţeluri convenţionale durificate prin precipitare sau prin alierea soluţiei solide. Oţelurile cu această structură au fost denumite bifazice (dual—phase) şi studiul lor s-a extins puternic în ultimii doi ani. Martensita din structura oţelurilor bifazice este martensită cu carbon ridicat [5].

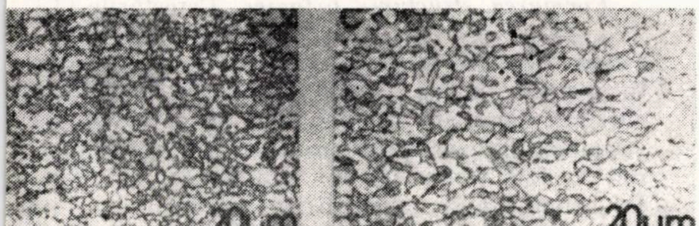


Fig. 2. Microstructura oţelului bifazic [4] cu 0,12% C, 1,40% Si, 1,63% Mn, recopt 4 min la 800°C, răcit în aer

Comportarea deosebită a oţelurilor bifazice este cel mai bine pusă în evidenţă de forma curbei tensiune-deformaţie (fig. 3). Începutul curgerii la oţelurile bifazice este mult mai scăzut decît la oţelurile convenţionale şi curgerea este continuă fără să prezinte fenomenul dezavantajos al punctului de curgere. Oţelul bifazic se ecruisează foarte rapid la primele două procente de deformare plastică şi ecruisarea se extinde la viteză ridicată pînă la deformare de aproximativ 10%, rezultînd un coeficient de ecruisare *n*, mare, alungire uniformă mare şi rezistenţă finală de asemenea mai mare decît la oţelurile convenţionale. Aceste particularităţi se traduc în posibilitatea deformării avansate prin ambutisare pe presă şi obţinerea unei piese cu rezistenţă finală foarte ridicată.

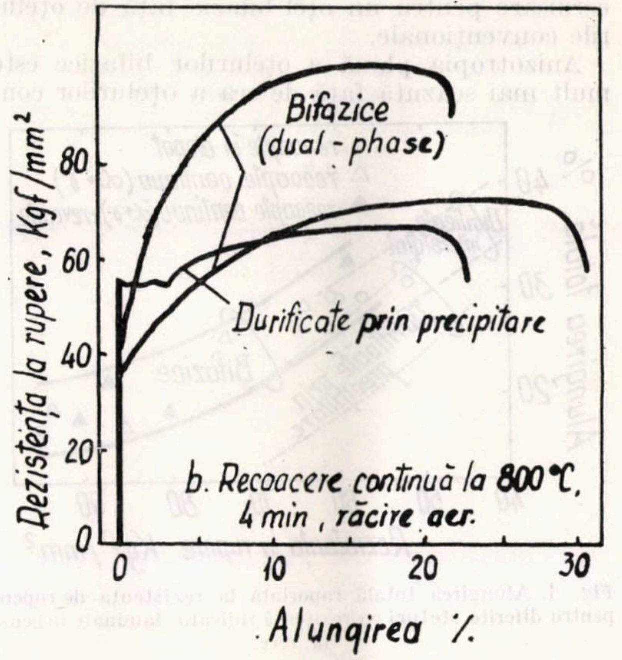


Fig. 3. Aspectul curbei tensiune-deformaţie la oţelurile bifazice comparativ cu oţelurile convenţionale cu rezistenţă ridicată

Investigaţiile făcute cu microscopia electronică în structura oţelurilor bifazice remarcă o ferită curată, lipsită de orice fel de precipitate. Densitatea de dislocaţii mobile este foarte mare şi Richid [6] sugerează că aceasta se datorează modificărilor de volum la transformarea austenită — martensită. Transformarea austenită — martensită introduce şi o cantitate mare de tensiuni interne în ferită. Densitatea mare de dislocaţii mobile şi energia tensiunilor interne explică lipsa punctului de curgere la curba tensiune — deformaţie şi valoarea mare a coeficientului de ecruisare.

Figura 4 prezintă comparativ valorile alungirii totale la oţelurile cu structură bifazică faţă de tipurile convenţionale de oţeluri cu rezistenţă ridicată. Se remarcă valorile net superioare ale alungirii oţelurilor bifazice, raportate la aceeaşi valoare pentru rezistenţă.

Formabilitatea superioară a oţelurilor bifazice este pusă în evidenţă şi prin valorile coeficientului de ecruisare la o rezistenţă dată. În figura 5 se arată valorile coeficientului de ecruisare pentru un oţel bifazic faţă de oţelurile convenţionale.

Anizotropia plană a oţelurilor bifazice este mult mai scăzută faţă de cea a oţelurilor convenţionale. Figura 6 arată comparativ anizotropia plană a oţelurilor SiMn bifazice şi a oţelurilor convenţionale durificate prin precipitare. Anizotropia plană scăzută poate fi atribuită structurii cu martensită fin dispersată şi incluziunilor reduse de MnS, datorate conţinutului redus de S ($< 0,01\%$).

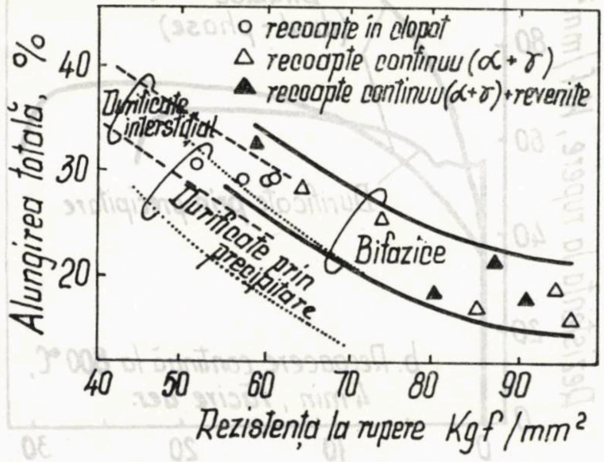


Fig. 4. Alungirea totală raportată la rezistenţa de rupere pentru diferite oţeluri cu rezitenţă ridicată, laminate în benzi la rece

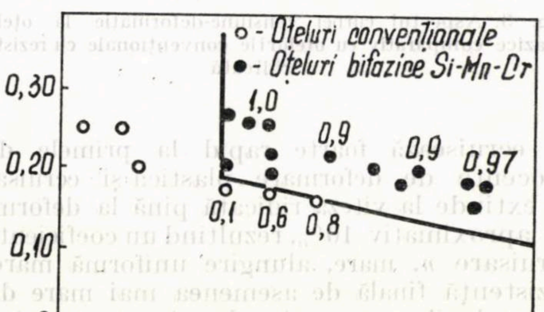


Fig. 5. Valorile coeficientului de ecruisare raportat la rezistenţa de rupere pentru diferite oţeluri cu rezistenţă ridicată

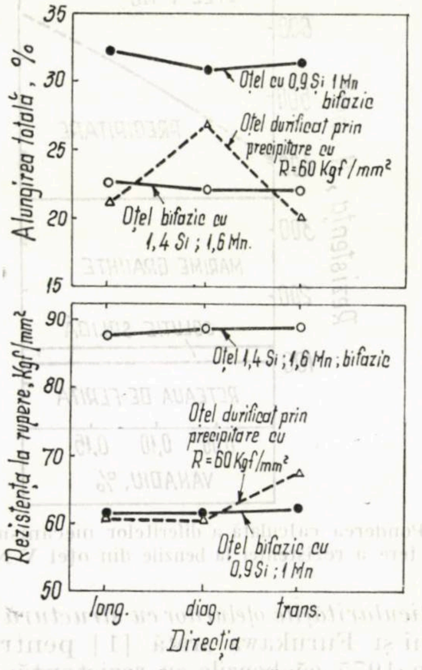


Fig. 6. Anizotropia plană a proprietăţilor mecanice la oţelurile bifazice, comparativ cu oţelurile durificate prin precipitare

Formarea structurii bifazice. Cercetările [1], [2], [4], [7], [8], [9] au arătat că prin recoacerea între Ac_1 şi Ac_3, urmată de răcire rapidă în aer sau în apă a unor oţeluri cu rezistenţă ridicată laminate în benzi la rece, se obţine structura bifazică ferito-martensitică care imprimă benzii proprietăţile enumerate mai sus. În tabelul 1 se exemplifică cîteva oţeluri pe care diferiţi cercetători au obţinut structura bifazică ferito-martensitică prin recoacere intercristalină.

Benzile laminate la cald din aceste oţeluri au structura ferito-perlitică care în timpul laminării la rece este deformată sau sfărîmată.

În perioada de încălzire şi menţinere în domeniul $\alpha + \gamma$, la recoacere după laminarea la rece ferita recristalizează în grăunţi poli-

Tabelul 1

Oţelul	Elemente, %									Ref. bibl.
	C	Mn	Si	Al	N, ppm	Cr	Va	Ti	Mo	
T	0,12	1,63	1,40	0,34	—	0,31	—	—	—	[1]
B	0,06	0,01	3,64	0,051	—	—	—	—	—	[7]
O	0,08	0,33	0,03	—	—	—	—	0,24	—	[10]
D	0,12	1,46	0,51	—	190	—	—	—	—	[10]
E	0,11	1,43	0,55	—	—	—	0,07	—	0,10	[11]

gonali, iar perlita se transformă în austenită cu carbon ridicat în stare de neechilibru. Se consideră [1] că Si în aceste oţeluri are şi rolul de a schimba repartiţia carbonului, astfel încît să se scadă concentraţia în C a feritei şi să crească concentraţia în carbon a insulelor de austenită. La răcirea din domeniul de recoacere $\alpha + \gamma$, insulele de austenită îmbogăţite în carbon se transformă în martensită cu carbon ridicat, iar ferita rămîne netransformată, suferind numai o creştere a densităţii de dislocaţii, ca urmare a modificărilor de volum datorate transformării martensitice.

În figurile 7 şi 8 se arată influenţa temperaturii şi timpului de recoacere asupra proprietăţilor mecanice ale oţelului bifazic A din tabelul 1. Rezultă clar că pentru obţinerea structurii bifazice cu proprietăţile adecvate este necesară recoacerea în domeniul $\alpha + \gamma$, la aproximativ 800°C şi menţinere timp scurt, de 4 min, condiţii oferite de recoacerea continuă. Şi în figura 4 se văd rezultatele superioare obţinute pe aceste oţeluri, prin recoacerea continuă faţă de cea în clopot.

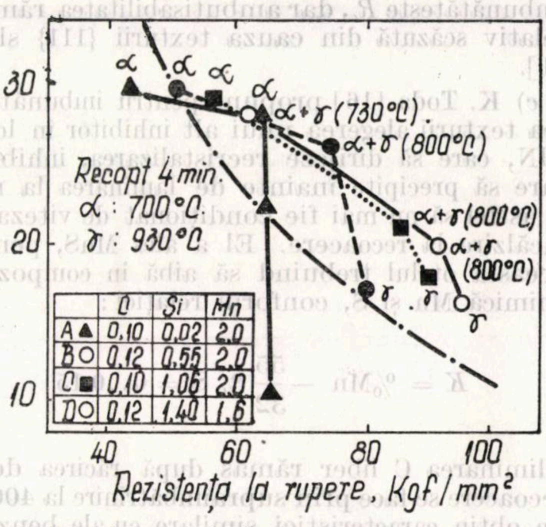


Fig. 7. Efectul temperaturii de recoacere asupra proprietăţilor mecanice ale oţelului bifazic SiMn

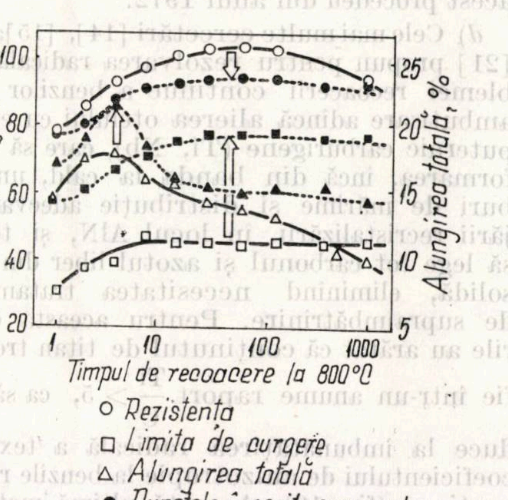


Fig. 8. Proprietăţile mecanice ale oţelului bifazic SiMnCr, funcţie de timpul de recoacere la 800°C

O altă caracteristică a oţelurilor bifazice este capacitatea de îmbătrînire accelerată, care se traduce prin creşterea puternică a lui R_c, creşterea moderată a lui A_5 şi scăderea uşoară a lui R_r în urma unui tratament de revenire la 400°C/5 min, aplicat după răcirea rapidă a recoacerii intercritice (fig. 8 şi 9). Creşterea lui R_c se datorează eliminării tensiunilor interne şi scăderii numărului de dislocaţii mobile din ferită, iar scăderea lui R_c şi creşterea alungirii se datorează precipitării C şi N existente interstiţial.

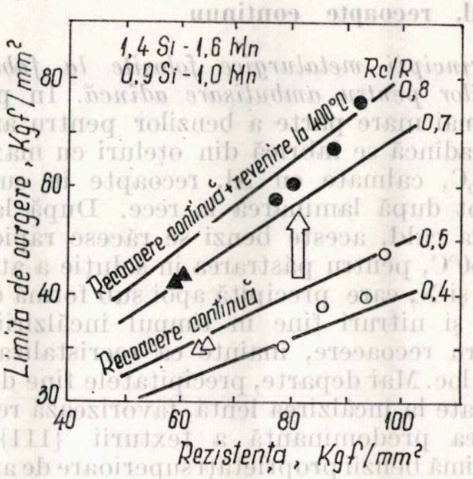


Fig. 9. Limita de curgere raportată la rezistenţa la rupere a oţelurilor bifazice înainte şi după îmbunătăţire 5 min la 400°C

În afara oţelurilor bifazice ferito-martensitice, cercetătorii francezi [12] au pus la punct un oţel bifazic aliat cu 2% cupru, în care faza dură nu este martensită ci Fe–Cu. Proprietăţile sînt asemănătoare cu ale oţelurilor bifazice ferito-martensitice.

Fluxul de fabricaţie industrială aplicabil benzilor cu rezistenţă ridicată din oţeluri bifazice.
—Elaborarea oţelului nu implică condiţii speciale, putîndu-se efectua în convertizoarele cu oxigen care deservesc în general fluxurile convenţionale de fabricaţie a benzilor pentru ambutisare. Nippon Steel Corp. a pus la punct fabricarea benzilor cu structură bifazică din oţelul Si–Mn–Cr (oţelul A din tab.1), care nu are în compoziţie elementele scumpe de aliere, impunîndu-se numai păstrarea raportului $\frac{\text{Mn}}{\text{Si}} \simeq 1$.

—Laminarea la cald şi la rece a benzilor nu implică nici un fel de condiţii speciale şi se poate face pe laminoarele existente pentru benzile de ambutisare convenţionale.

— Recoacerea intercritică cu timp scurt de menţinere şi viteză mare de răcire implică existenţa de linii de recoacere continuă a benzilor. Investiţiile necesare creării unor astfel de linii constituie un factor serios, care frînează deocamdată dezvoltarea fabricaţiei acestor oţeluri.

Aplicarea unei reveniri la 400°C/5 min pentru creşterea rezistenţei la curgere şi alungirii solicită de asemenea existenţa de linii continue de tratament.

Dacă oţelurilor bifazice li se aplică şi o dresare cu reducere $\varepsilon = 1 - 2\%$, limita de curgere creşte substanţial după cum reiese din curba tensiune-deformaţie (fig. 3).

Benzi pentru ambutisare adîncă stabilizate interstiţial, recoapte continuu

Principii metalurgice folosite la fabricarea benzilor pentru ambutisare adîncă. În prezent cea mai mare parte a benzilor pentru ambutisare adîncă se fabrică din oţeluri cu maximum 0,1 %C, calmate cu Al, recoapte în cuptoare clopot după laminarea la rece. După laminarea la cald, aceste benzi se răcesc rapid pînă la 550°C, pentru păstrarea în soluţie a atomilor de C şi N, care precipită apoi sub formă de carburi şi nitruri fine în timpul încălzirii lente pentru recoacere, înainte ca recristalizarea să aibă loc. Mai departe, precipitatele fine de AlN, formate la încălzirea lentă, favorizează recristalizarea predominantă a texturii {111}, care imprimă benzii proprietăţi superioare de ambutisare. În continuare, timpul îndelungat de menţinere în clopot la temperaturi sub Ac_1 permite creşterea suficientă a granulaţiei pentru obţinerea unei alungiri şi a unui coeficient de ecruisare corespunzătoare. La răcirea lentă după recoacere, carbonul liber interstiţial precipită prin scăderea solubilităţii cu temperatura sub formă de Fe_3C şi oţelul rezultă cu o rezistenţă bună la îmbătrînire.

Considerente economice impun trecerea fabricaţiei benzilor pentru ambutisare pe linii de fabricaţie cu recoacere continuă, caracterizate prin viteze mari de încălzire şi răcire şi timp scurt de menţinere. Toate experimentările făcute [13], pentru obţinerea benzilor de ambutisare adîncă pe liniile de recoacere continuă folosind oţelul calmat cu Al, au dat rezultate slabe din următoarele cauze :

— viteza mare de încălzire la recoacerea continuă nu permite precipitarea AlN înaintea recristalizării şi se obţine o textură {111} slabă, care duce la ambutisabilitate scăzută ;

— timpul scurt de menţinere la temperaturi sub Ac_1 duce la un grăunte foarte fin şi deci limită de curgere ridicată, dezavantajoasă deformării prin ştampare ;

— viteza mare de răcire duce la păstrarea carbonului interstiţial, care face ca benzile să îmbătrînească liber foarte rapid, înrăutăţindu-se proprietăţile mecanice în timp.

Cercetări recente [13] – [21] au propus pentru rezolvarea problemei fabricării benzilor pentru ambutisare adîncă pe fluxuri cu recoacere continuă următoarele soluţii :

a) Reducerea conţinutului de C liber rămas în soluţie după răcirea rapidă se poate realiza prin aplicarea unui tratament final de supraîmbătrînire la aproximativ 400°C, în timpul căruia carbonul interstiţial precipită şi se obţine o ameliorare a proprietăţilor mecanice fără să poată fi atinse totuşi caracteristicile benzilor recoapte în clopot, din cauza texturii {111} slabe şi a granulaţiei fine [17].

b) Creşterea granulaţiei în timpul scurt de recoacere se poate obţine ridicînd temperatura de recoacere. Pentru a nu se depăşi punctul Ac_1, conţinutul de C al oţelului trebuie redus. Se îmbunătăţeşte R_c, dar ambutisabilitatea rămîne relativ scăzută din cauza texturii {111} slabe [1].

c) K. Toda [16] propune pentru îmbunătăţirea texturii alegerea unui alt inhibitor în locul AlN, care să dirijeze recristalizarea, inhibitor care să precipite înainte de laminarea la rece şi astfel să nu mai fie condiţionat de viteza de încălzire la recoacere. El a ales MnS, pentru aceasta oţelul trebuind să aibă în compoziţia chimică Mn şi S, conform relaţiei :

$$K = \%\mathrm{Mn} - \frac{55}{32}\,\%\mathrm{S} = 0\,..\,0{,}15$$

Eliminarea C liber rămas după răcirea de la recoacere se face prin supraîmbătrînire la 400°C. Se obţin caracteristici similare cu ale benzilor recoapte în clopot. Nippon Steel Corp. aplică acest procedeu din anul 1972.

d) Cele mai multe cercetări [14], [15], [18]—[21] propun pentru rezolvarea radicală a problemei recoacerii continue a benzilor pentru ambutisare adîncă alierea oţelului cu elemente puternic carburigene (Ti, Nb), care să ducă la formarea, încă din banda la cald, unor carburi de mărime şi distribuţie adecvate dirijării recristalizării, în locul AlN, şi totodată să lege tot carbonul şi azotul liber din soluţia solidă, eliminînd necesitatea tratamentului de supraîmbătrînire. Pentru aceasta cercetările au arătat că conţinutul de titan trebuie să fie într-un anume raport $\frac{\mathrm{Ti}}{\mathrm{C}} > 5$, ca să poată duce la îmbunătăţirea radicală a texturii şi coeficientului de anizotropie la benzile recoapte continuu (fig. 10). Această ultimă metodă va fi prezentată detaliat în continuare.

Proprietăţile benzilor recoapte continuu din oţel stabilizat cu Ti. Compoziţia chimică a oţelurilor cu carbon foarte scăzut, stabilizate

Tabelul 2

C	Mn	Si	P	S	Cu	O	N solubil	Ti solubil	Ti insolubil	Al solubil
0,005	0,10	0,050	0,009	0,013	0,064	0,003	0,0019	0,088	0,036	0,043

cu Ti, care a dat cele mai bune rezultate, variază ușor în jurul valorilor redate în tabelul 2.

Conținutul foarte scăzut de C duce la creșterea temperaturii de recoacere și, implicit, a granulației. Titanul, datorită afinității foarte mari pentru carbon, leagă aproape tot carbonul

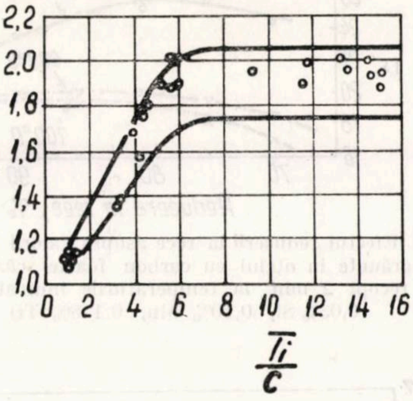


Fig. 10. Relația între r și $\frac{\text{Ti}}{\text{C}}$

existent interstițial sub formă de precipitate de TiC încă din stadiul de bandă laminată la cald. Aceste precipitate au dimensiunea de aproximativ 200 Å care, conform cercetărilor lui Mould, duc la cele mai bune rezultate în dirijarea texturii de recristalizare.

La recristalizarea după laminarea la rece, precipitatele de TiC frînează creșterea grăunților, energia de creștere a grăunților cu diferite orientări fiind proporțională cu energia înmagazinată în timpul laminării la rece, conform relației :

$$F = \Delta E - K_1 \cdot \gamma \left(\frac{1}{r} + K_2 \frac{V}{D} \right) \quad [23] \qquad (3)$$

unde : ΔE este diferența de energie liberă înmagazinată la laminarea la rece ;
γ — energia interfețelor ;
D — dimensiunea precipitatelor ;
r — raza grăuntelui ;
V — volumul ;
K_1, K_2 — constante.

Cum energia înmagazinată la laminarea la rece scade în ordinea : {111} > {110} > {112} > {100}, rezultă că vor putea trece bariera de energie necesară creșterii în primul rînd grăunții cu orientarea {111}, rezultînd o textură cu atît mai puternică cu cît precipitatele au un rol mai activ de frînare a creșterii grăunților.

Precipitatele de TiC fiind prezente în oțel încă din stadiul de bandă laminată la cald, viteza de încălzire pentru recoacere nu va mai afecta decît în măsură neînsemnată valoarea coeficientului de anizotropie și textura, rezultînd posibilitatea aplicării recoacerii continue cu obținerea de rezultate superioare benzilor recoapte în clopot din oțeluri calmate cu aluminiu (fig. 11).

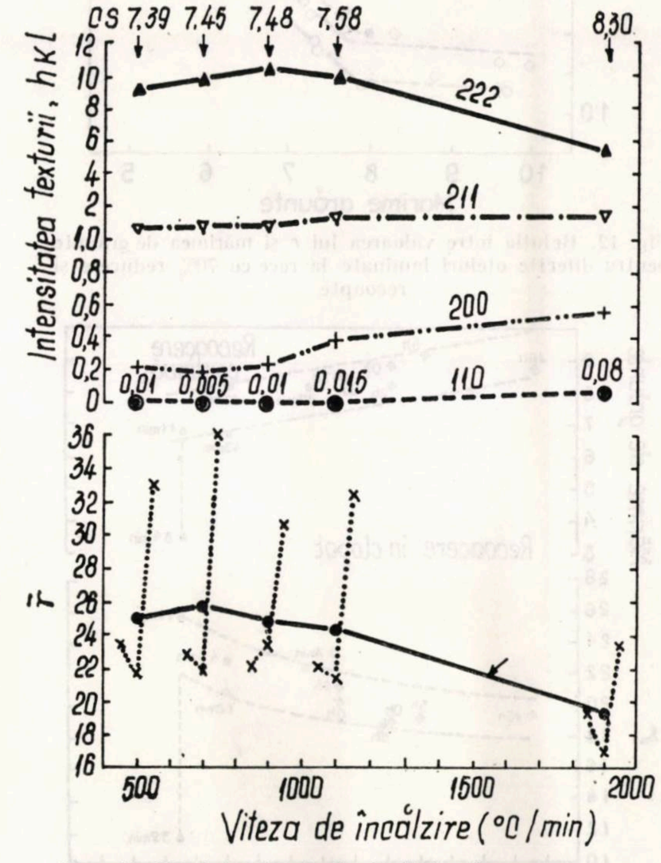


Fig. 11. Efectul vitezei de încălzire la recoacere asupra valorilor lui r și texturii la oțelul stabilizat cu Ti, laminat la rece cu 70% reducere și recopt la 800°C/5 min

Pentru aceleași valori ale mărimii de grăunte, oțelurile stabilizate cu Ti duc la valori mult superioare oricăror alte tipuri de oțel, ca urmare a obținerii unei puternice texturi {111} (fig. 12).

În figura 13 se arată influența temperaturii de recoacere și a timpului de menținere asupra valorilor indicelui Ericksen, coeficientului de anizotropie r și mărimii de grăunte pe oțel stabilizat cu Ti experimentat industrial. Rezultă că cele mai bune caracteristici se obțin prin recoacere continuă la 900–930°C, cu timp de menținere de 3–5 min.

Prin creșterea gradului de reducere la rece de la 60–70% la 80–90% în benzile de oțel stabilizat cu Ti se poate obține o creștere suplimentară a coeficientului de ecruisare pînă la $r = 2$ pentru un grăunte de punctaj 8,5, față de max. $r = 1,7$ la oțelurile calmate cu aluminiu. Benzile de acest fel vor avea o ambutisabilitate excelentă alături de un aspect neted al suprafeței după deformare.

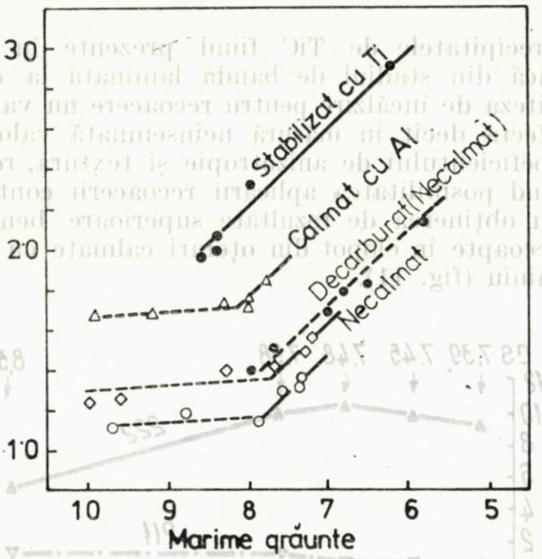


Fig. 12. Relația între valoarea lui r și mărimea de grăunte pentru diferite oțeluri laminate la rece cu 70% reducere și recoapte

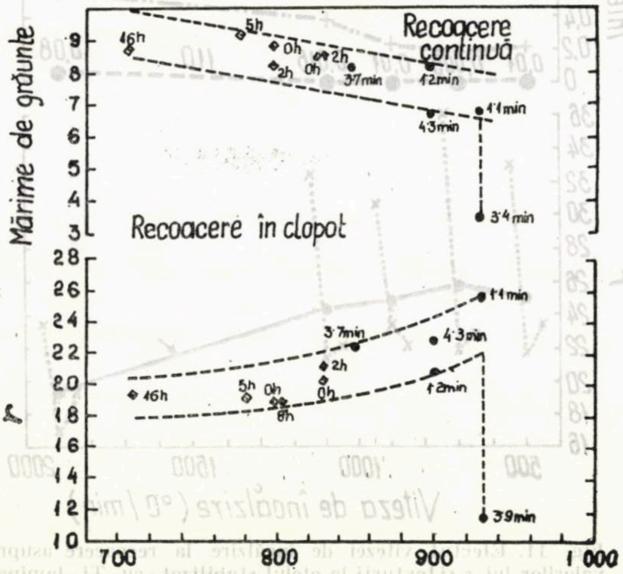


Fig. 13. Efectul condițiilor de recoacere asupra valorii lui r și mărimii de grăunte la oțelul stabilizat cu Ti

În figura 15 se prezintă efectul tratamentului de supraîmbătrînire la 400°C asupra proprietăților mecanice ale oțelului stabilizat cu Ti față de oțelul necalmat sau calmat cu Al. Rezultă că spre deosebire de celelalte oțeluri oțelul stabilizat cu Ti nu suferă nici un fel de modificare a proprietăților mecanice la îmbătrînire după recoacerea continuă, datorită absenței C liber în structura sa.

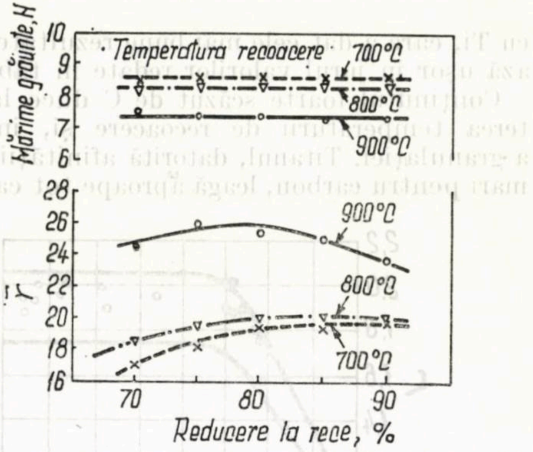


Fig. 14. Efectul reducerii la rece asupra valorii lui r și mărimii de grăunte în oțelul cu carbon foarte scăzut stabilizat cu Ti, recopt 2 min la temperaturile indicate (0,005% C, 0,03% Si, 0,10% Mn, 0,118% Ti)

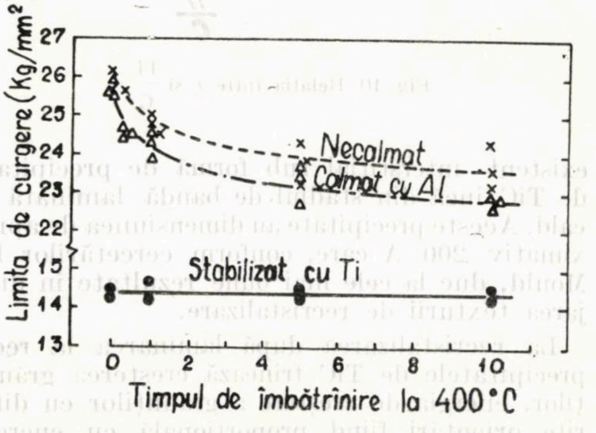


Fig. 15. Efectul tratamentului de supraîmbătrînire asupra proprietăților mecanice și îmbătrînirii prin deformare, la oțelurile laminate la rece, recoapte continuu și dresate 1%. Probele au fost supraîmbătrînite la 400°C cu timpii indicați

Toate rezultatele obținute de diferiți cercetători și prezentate mai sus, asupra calității benzilor pentru ambutisare adîncă stabilizate cu Ti, recoapte continuu, au dus la concluzia că benzile din aceste oțeluri au caracteristici superioare benzilor recoapte în clopot din oțel calmat cu Al, putînd fi fabricate cu succes pe liniile de recoacere continuă.

Fluxul de fabricație industrială aplicabil benzilor pentru ambutisarea adîncă din oțel stabilizat interstițial cu Ti. Elaborarea oțelului cu carbon foarte scăzut stabilizat cu Ti este partea cea mai dificilă a fluxului de fabricație industrială, întrucît necesită practicarea unei decarburări avansate a oțelului lichid în instalații de vidare. Înainte de adăugarea titanului, oțelul este decarburat și dezoxidat în vid pînă la maximum 0,005 –0,01 %C. Pentru a asigura o bună recuperare a titanului, oțelul trebuie predezoxidat complet cu aluminiu, fiind necesar un conținut de Al de 0,02 %, care duce la o asimilare a Ti de > 50 %. În aceste condiții conținutul de oxigen în oțel ajunge sub 0,001 %.

La turnarea oțelului nu se folosesc prafuri pulverulente de carbon, ungerea lingotierei realizîndu-se cu amestecuri pe bază de fosfat de amoniu. Se menționează că de regulă incluziunile nemetalice pe bază de oxizi de titan și aluminiu se decantează în partea superioară a lingotierei, fiind îndepărtate prin operația de șutare la slebing.

Prin tehnologia de elaborare și turnare se urmărește obținerea unui oțel cu 0,005 –0,01 %C ; 0,06 % O_2 ; $Ti/C \geqslant 10$, pentru care la fabricarea benzilor laminate la rece se obțin proprietăți excelente de ambutisare adîncă.

Laminarea la cald și la rece nu impune prescripții speciale, putîndu-se face în aceleași condiții care se aplică benzilor din oțel calmat cu Al. Creșterea gradului de reducere la rece de la 60 –70 %, cît se aplică benzilor din oțel calmat cu Al, la 70 –85 %, duce la îmbunătățirea suplimentară a texturii.

Recoacerea după laminarea la rece implică existența de linii de recoacere continuă cu productivitate mare, temperatura de recoacere fiind de maximum 930°C și timpul de menținere de 3 –5 min.

Concluzii

— Ultimile cercetări în domeniul benzilor pentru ambutisare au supus atenției fabricația a două noi tipuri de oțeluri pentru benzi de ambutisare :

— oțeluri bifazice cu rezistență ridicată (60 –90 kgf/mm^2) și plasticitate superioară oțelurilor convenționale ;

— oțeluri stabilizate interstițial cu Ti pentru benzi de ambutisare foarte adîncă, cu ambutisabilitate superioară oțelurilor convenționale calmate cu aluminiu.

— Ambele tipuri noi de benzi laminate la rece pentru ambutisare se fabrică pe linii continue de recoacere cu productivitate mare.

— Oțelurile stabilizate cu Ti se fabrică prin decarburare și dezoxidare în vid, necesitînd deci existența pe fluxul de elaborare a unei instalații de degazare în vid.

— Extinderea utilizării acestor oțeluri depinde de cererea industriei constructoare de mașini și de investițiile necesare în fluxurile existente de fabricare a benzilor laminate la rece.

BIBLIOGRAFIE

[1] Haymi, S. și FuruKawa, T. În: Microalloying 75, 1975, vol. 1, p. 78.

[2] Owen, W. S. În : La metallurgia italiana, nr. 7/8, 1977, p. 293.

[3] Vanttec, I. *Monograph 2*. Londra, Westgate House, 1977.

[4] Imamura, J. și Furukawa, T. În : Nippon Steel Technical Report Overseas, n. 10, 1977, p. 103.

[5] Tither, G. În : Climax Molybdenum Report L., 1976, 166, 1976.

[6] Rashid, M. În: G.M. Research Publication, 2326/1977.

[7] Matsuoka, T. The Sumitomo Search, nr. 12, 1974, p. 26

[8] Toda, K. În : Metallurgical Transactions ASM, nr. 7, 1976, p. 1629.

[9] Masui, H. În : Transaction ISIJ, vol 16, 1976, p. 70.

[10] Rashid,, M. SAE Paper 760206, 1976.

[11] Morrou, J. În : Climax Molybdenum Report L. 176–166, 1976.

[12] Meyzand, Y. și Parniere, P. În : CIT, nr. 7–8, 1977, p. 1701.

[13] Blickwede, D. *New Knowledge about Sheet Steel*, Ohio, ASM Metals Park, 1970.

[14] Fukuda, N. În : Transaction ISIJ, vol. 17, 1977, p. 339.

[15] Fukuda, N. În : Transaction ISIJ, vol. 13, 1973, p. 385.

[16] Toda, K. În : Stahl und Eisen, nr. 25–26, 1976, p. 1320.

[17] Kubotera, H. În : Transaction ISIJ, vol. 17, 1977, p. 663.

[18] Messien, P. În : C R M, nr. 49, 1976, p. 3.

[19] Hook, R. În : Metallurgical Transactions ASM, vol. 6, 1975, p. 1683.

[20] Hook, R. În : Metallurgical Transactions ASM, vol. 6, 1975, p. 1443.

[21] Meyzaud, Y. În : C I T, nr. 11, 1977, p. 2445.

[22] Movld, P. și Gray, J. În : Metallurgical Transactions, nr. 3, 1971, p. 3121.

[23] Kubotera, H. În : Japan Institute of Metals 1967, p. 61.

Ing. G. Pîrvu
Institutul de cercetări metalurgice — București

DOCUMENTARE

Noi cuptoare electrice cu arc pentru Societatea Republic Steel

Societatea Republic Steel a încheiat un contract cu societatea Davy în valoare de mai multe milioane de dolari, pentru proiectarea și serviciile legate de construirea a două cuptoare electrice cu arc și a unei instalații de tratare a apei reziduale la uzina de la Warren, Ohio, a Societății Republic Steel. Cuptoarele, cu o capacitate de topire de 200 t fiecare vor avea o capacitate de producție de 1 mil. t/an.

Construirea noilor cuptoare cu arc nu va spori substanțial producția uzinei, deoarece aceasta se înscrie într-un plan care include reducerea elaborării cu oxigen odată cu oprirea a două din cele trei furnale de la uzina din apropiere de la Youngstown ; metalul de la acestea este utilizat în mod curent pentru încărcarea celor două convertizoare cu oxigen de la uzina Warren. Cele două furnale mai vechi de la Youngstown au fost oprite ca o măsură de economie luată de Societatea Republic, care consideră că sumele investite pentru controlul mediului înconjurător în viitor sînt excesive. Planul prevede creșterea capacității unicului furnal de la Warren cu circa 20 %. Cu toate acestea, creșterea nu va compensa pe deplin oprirea celor două furnale de la Youngstown.

(În : *Metal Bulletin, Anglia, nr. 6402, 1979, p. 31*)

Instalație pentru uscarea fierului vechi

Fierul vechi, ca material de încărcare în agregatele de topit oțel, trebuie să fie pe cît posibil uscat. Firma Carl Schenck AG, R.F.G., a construit o instalație pentru uscarea deșeurilor de la tivirea tablei.

Productivitatea instalației este de 8 t/h. Deșeurile de circa 1,5 mm × 15 mm × 150 mm sînt încărcate în două buncăre de cîte 25 m^3 volum util. Buncărele sînt prevăzute cu indicatoare de nivel, care indică încărcarea la 50 și 10 %. Deșeurile se evacuează cu ajutorul a două jgheaburi vibratoare amplasate paralel. Jgheaburile funcționează alternativ. În momentul cînd în primul buncăr nivelul a ajuns la 10 %, se conectează automat jgheabul buncărului plin. Ambele jgheaburi sînt prevăzute cu motoare cu comutare de poli, fapt care permite scoaterea dozată a deșeurilor, în funcție de gradul de umiditate. Jgheaburile alimentează un jgheab colector, amplasat înaintea uscătorului, dispus în pantă pentru a permite scurgerea apei.

Uscătorul propriu-zis se compune dintr-un jgheab vibrator cu o podea în curent ascendent. Aerul cald de la un arzător cu gaze se transportă prin podea. Aerul îmbogățit cu vapori de apă este absorbit de un ventilator amplasat peste uscător.

Înălțimea de încărcare este astfel organizată încît să permită folosirea optimă a energiei introduse. Deșeurile se încălzesc la 150°C.

Pentru a economisi energie, în cazul stagnării uscătorului, arzătorul cu gaz se comută pe flacără redusă. Un angrenaj reglabil fără trepte reglează viteza de transport și, implicit, timpul de stagnare a deșeurilor în uscător.

O oală transportoare prevăzută cu celule de cîntărire preia deșeurile uscate. După încărcarea oalei se întrerupe procesul de uscare și se declanșează transportul. Deșeurile uscate se încarcă în cuptoarele de topire electrice, în stare caldă.

(În : *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 23, 1979, p. 1343—1344*)

Instalația de turnare continuă de la Sérémange-SOLLAC a fost dată în funcțiune

Darea în funcțiune a instalației de turnare continuă a bramelor de la Sérémange a avut loc în prima săptămînă a lunii septembrie 1979. Această linie este instalată în prelungirea oțelăriei SOLLAC de la Sérémange, ale cărei două convertizoare LWS de 240 t funcționează de anul trecut. Pentru luna decembrie 1979 este prevăzută darea în exploatare a unei a doua instalații de turnare continuă, însă abia peste un an cele două linii vor funcționa la capacitate completă. Aceste noi echipamente (avînd o capacitate anuală de respectiv 1 250 000 t și 1 550 000 t) reprezintă o investiție de 960 mil.F.

Pe de altă parte, Consiliul de administrație SACILOR a decis aplicarea turnării continue la oțelăria din Gandrange. Această nouă instalație va necesita o investiție de 500 mil.F, iar capacitatea ei va fi de 1 mil. t/an. Lucrările de construcție vor începe în acest an, iar darea în funcțiune este prevăzută pentru sfîrșitul primului semestru 1981.

(În : *Revue de Métallurgie, Franța, nr. 8—9, 1979, p. 173-E*)

Cilindru forjat călit și răcit la temperaturi foarte joase

Firma Krupp Metall-und Schmiedewerke, R.F.G., a prezentat pentru prima dată la METEC 79 un cilindru forjat, călit și supus unui tratament special la temperatură foarte joasă. Diametrul tăbliei cilindrului este de 550 mm, lungimea tăbliei, 2 030 mm, lungimea totală, 4 625, greutatea cilindrului, 5,67 t. Cilindrul s-a montat ca cilindru de lucru la un laminor de benzi late de 1 900 mm, unul din cele mai late laminoare tandem la rece, cu patru cilindri, din R.F.G.

Pentru a răspunde exigențelor de calitate ale produsului — table pentru industria de automobile — cilindrul s-a călit cu ajutorul unei instalații de călire moderne prin inducție, atingînd 100° Shore D sau 64 *HRC*. Pentru îmbunătățirea structurii stratului durificat și reducerea austenitei reziduale, cilindrul s-a introdus într-un rezervor cu azot lichid la —195,8°C. La aer, cilindrul s-a acoperit apoi cu un strat protector. După acest tratament cilindrul a fost supus prelucrării finale.

(În : *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 22, 1979, p. 1275*)

Dezvoltare la uzina San Ciprian

Uzina San Ciprian a produs 3 117 t de aluminiu în perioada 10 ianuarie (data dării în funcțiune) și sfîrșitul lunii aprilie. Uzina societății Alumespa (Aluminio Espanol) s-a orientat treptat spre capacitatea sa finală de 160 mii t pe an, după cum reiese din tabelul de mai jos. Între timp, societatea—mamă Endesa a continuat să exploateze topitoriile sale de la Avilès și Valladolid la capacitatea proiectată ; este probabil ca societatea să producă anul acesta peste 120 mii t.

Producția pe anul 1979 în tone

	Alumespa	Endesa
ianuarie	114	10 712
februarie	330	9 646
martie	836	10 603
aprilie	1 837	10 347

Societatea Alumespa a primit autorizație din partea Consiliului de Miniștri pentru creșterea capitalului său de la 5 300 mil. Ptas la 10 100 mil. Ptas. Contribuția societății Endesa la această creștere este de 2 640 mil. Ptas sau 55 %, ceea ce reprezintă o pondere similară cu participarea sa. Noua campanie de strîngere a capitalului este, fără îndoială, pusă în legătură cu planurile de creștere a capacității la 1,6 mil. t/an la rafinăria care se construiește la San Ciprian și, poate la turnătoria respectivă ; în acest caz producția ajunge la 270 mii t/an.

(În : *Metal Bulletin, Anglia, nr. 6404, 1979, p. 19*)

Proiecte comune și finanțări japoneze pentru Brazilia

Nippon Amazon Aluminium Co Ltd a semnat contracte de împrumut pentru 3,2 mld. Y (64,8 mil. F) cu Alumino Brasileiro și pentru 2,5 mld. Y (50,6 mil. F) cu Alumina do Norte do Brasil pentru un proiect comun în Amazonia. Conform Nippon Amazon Aluminium Co., împrumuturile vor constitui partea inițială a împrumutului de 132 mld. Y (2 671,9 mil. F), pe care japonezii au acceptat să le finanțeze pentru acest proiect în cursul următorilor zece ani. Nippon Amazon Aluminium Co. și societatea minieră de stat Cia Val do Rio Doce au semnat un acord de bază pentru construirea, la Belem, a unei uzine de alumină de 800 000 t/an și a unei uzine de aluminiu de 320 000 t/an în 1988.

(În : *Revue de l'Aluminium, Franța, nr. 487, aug.-sept., 1979, p. 346*)

REVISTA REVISTELOR

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 22, 1979

Experienţe de exploatare cu un dispozitiv de închidere a gurii furnalului, fără clopot, şi răcitoare cu plăci la un furnal cu diametrul creuzetului de 10 m, p. 1199 — *Zone de topire şi înmuiere ca distribuitoare de gaze în furnal*, p. 1204 — *Încercarea unei sonde baionetă pentru măsurarea oxigenului în oţelării*, p. 1211 — *Influenţarea gradului de puritate al oţelurilor prin insuflarea substanţelor solide în oală*, p. 1215 — *Influenţa tratamentului metalurgic ulterior asupra calităţii topiturilor de oţel electric şi cu insuflare de* O_2, p. 1221 — *Procedee de fabricare a ţevilor din oţel fără sudură*, p. 1228 — *Cercetări de vibrare şi torsiune la distribuitorul unui laminor de sîrmă*, p. 1232 — *Experienţe cu teste biologice pentru cercetarea toxicităţii apelor reziduale*, p. 1240 — *Cercetări asupra apariţiei fragilităţii de revenire în structurile supraîncălzite, cu grăunţi grobi, în zona afectată de căldură a oţelului 22 NiMoCr37*, p. 1244.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 23, 1979

Decarburarea topiturilor de oţel cu conţinut ridicat de crom, p. 1297 — *Elaborarea oţelurilor inoxidabile, antiacide, refractare la Thyssen Edelstahlwerke — punerea în funcţiune a unei instalaţii AOD*, p. 1302 — *Preafinarea cu ajutorul unei lănci de insuflare la convertizorul AOD de la firma Krupp Hüttenwerke Bochum*, p. 1310 — *Insuflarea aglomeratului cu oxid de nichel la oţelăria AOD de la Fr. Krupp Hüttenwerke Bochum*, p. 1312 — *Afinarea sub vid a topiturilor cu conţinut ridicat de crom*, p. 1315 — *Căptuşirea oalelor pentru afinarea sub vid a topiturilor cu conţinut ridicat de crom, prin procedeul AOD*, p. 1318 — *Uzura oalelor AOD*, p. 1322 — *Afinarea în vid a topiturilor cu conţinut ridicat de crom în convertizorul VOD*, p. 1325.

Neue Hütte, R.D.G., nr. 11, 1979

Unele particularităţi ale formării structurii în oţelurile Cr—Ni austenitice, sinterizate, p. 401 — *Cercetări asupra comportării electrochimice a aliajelor de cupru-antimoniu în electroliţi de acid sulfuric*, p. 406 — *Influenţa densităţii curentului asupra comportării tioureei* S^{35} *la electroliza de rafinare a cuprului*, p. 410 — *Contribuţie la fabricarea nichelului bucăţi prin electroliză*, p. 414 — *Importanţa şi influenţa unei recristalizări accelerate, în privinţa scăderii rezistenţei aliajelor de cupru, în special a alamei*, p. 417 — *Cauzele microstructurale ale efectului Bauschinger*, p. 423 — *Influenţa condiţiilor de solicitare asupra rezultatelor încercării la tracţiune*, p. 426 — *Comportarea nichelului la degazificare*, p. 430 — *Măsurarea temperaturii de solidificare a cuprului cu diferite grade de puritate* p. 431.

Koks i himiia, U.R.S.S., nr. 11, 1979

Pregătirea încărcăturii de cărbune în vederea cocsificării la uzina cocsochimică Dnepropetrovsk, p. 8 — *Creşterea densităţii în vrac a încărcăturii de cărbune şi a scoaterii cocsului în cazul utilizării deşeurilor de gudron şi ulei*, p. 9 — *Studierea proprietăţilor masei plastice de cărbune*, p. 13 — *Încercarea refractarelor cu o conductibilitate termică sporită pentru zidirea cuptoarelor cu cameră*, p. 16 — *Influenţa vitezei de cocsificare în cuptoarele cu camere mari asupra calităţii cocsului*, p. 20 — *Interconexiunea parametrilor producţiei de cocs, a calităţii acestuia şi a funcţionării furnalelor*, p. 23 — *Studierea unor indicatori de funcţionare a bateriilor cu cuptoare cu cameră de volum diferit la Combinatul metalurgic din Karaganda*, p. 47 — *Alimentator mobil cu bandă*, p. 35 — *Fabricarea pieselor de schimb pentru utilaje cocsochimice prin procedeul matriţării*, p. 36 — *Experienţa asimilării şi funcţionării locomotivei electrice EK—14*, p. 38 — *Elaborarea şi analizarea modelului staticii instalaţiei de pregătire termică a încărcăturii de cărbune*, p. 39 — *Rentabilitatea fabricării producţiei cocsochimice. Analiză şi sarcini*, p. 41 — *Din experienţa reparării utilajului tehnologic de bază*, p. 46 — *Spălarea continuă a răcitoarelor de gaze cu o emulsie de apă şi gudron*, p. 47 — *Aprecierea calităţii muncii*, p. 48 — *Funcţionarea instalaţiei biochimice cu un sistem perfecţionat de aerare*, p. 50.

Stal, U.R.S.S., nr. 10, 1979

Creşterea productivităţii şi îmbunătăţirea calităţii aglomeratului în cazul sinterizării încărcăturii în strat înalt cu o rarefiere sporită, p. 738 — *Legităţi fundamentale ale creşterii eficienţei producţiei de aglomerare, în cazul sinterizării încărcăturii cu un conţinut înalt de concentrate cu granulaţie fină*, p. 741 — *Aprecierea jetului de gaze al furnalului de 2 700 m*^{3}, p. 745 — *Îmbunătăţirea funcţionării şi a construcţiei cuptoarelor tandem*, p. 753 — *Influenţa descompunerii electrozilor asupra rezistenţei electrice a băii cuptorului de elaborare a ferosiliciului*, p. 761 — *Studierea pierderilor de crom la elaborarea ferocromului fără carbon*, p. 763 — *Principiile de bază ale utilizării lubrifianţilor tehnologici la laminarea la cald a benzilor late din oţel*, p. 765 — *Sistemul de ungere tehnologică a cilindrilor laminorului 1450 pentru tablă lată la cald*, p. 769 — *Studierea eficienţei sistemului de ungere tehnologică a cilindrilor la laminorul 2200 pentru tablă lată la cald*, p. 771 — *Asimilarea tehnologiei de laminare la cald a benzilor înguste, prin utilizarea lubrifianţilor tehnologici la laminorul continuu 1680*, p. 773 — *Laminarea la cald a tablei subţiri cu un nou lubrifiant sintetic*, p. 776 — *Studierea lubrifianţilor pe bază de grafit la laminarea la cald a oţelurilor aliate şi a aliajelor*, p. 779 — *O nouă tehnologie de obţinere a microreliefului cu un consum mare de ulei*, p. 780 — *Perfecţionarea construcţiei armăturii cilindrului pentru laminoarele de profile* p. 781 — *Creşterea preciziei ţevilor la agregatele cu laminor automat*, p. 786 — *Tehnologia fabricării şaibelor elastice zincate*, p. 788 — *Noi lubrifianţi tehnologici eficienţi pentru trefilarea sîrmei de oţel cu conţinut scăzut şi mediu de carbon*, p. 789 — *Tehnologia de fabricare a sîrmei de mare rezistenţă pentru armături cu diametrul de 3,0 mm*, p. 791 — *Plasticitatea oţelurilor rezistente la coroziune cu o compoziţie fazică variabilă, în cazul prelucrării sub presiune*, p. 792 — *Prevenirea defectului de „încrustare a zgurei" la oţelul SH 15*, p. 794 — *Perfecţionarea calculelor de verificare efectuate între secţiile de furnale şi oţelării*, p. 798 — *Experienţa proiectării şi introducerii în industria de ţevi a cuptoarelor cu rollgang*, p. 800 — *Regimul de temperatură a tamburului cazanului-răcitor OKG—250—2*, p. 803.

Stal, U.R.S.S., nr. 11, 1979

Aprecierea influenţei sulfului asupra rezistenţei peletelor, p. 814 — *Forţarea procesului de aglomerare prin creşterea presiunii aerului asupra încărcăturii de aglomerare*, p. 817 — *Încălzirea încărcăturii de aglomerare cu ajutorul cuptorului de aprindere cu arzătoare de gaz cu flacără plată*, p. 819 — *Influenţa structurii granulometrice a aglomeratului asupra caracteristicilor lui de masă şi gazodinamice*, p. 821 — *Cîteva noi orientări privind perfecţionarea proceselor de afinare şi creşterea proprietăţilor de utilizare ale oţelului*, p. 825 — *Situaţia actuală a cercetărilor privind structura şi proprietăţile topiturilor metalice*, p. 828 — *Elaborarea în convertizor a oţelurilor rezistente la coroziune, prin utilizarea amestecurilor de gaze şi combustibili*, p. 829 — *Căi de îmbunătăţire a calităţii lingourilor mari*, p. 832 — *Creşterea calităţii lingourilor turnate continuu*, p. 834 — *Îmbunătăţirea tehnologiei de elaborare a oţelului slab aliate, în cuptoarele tandem de la uzina metalurgică din Cerepoveţ*, p. 836 — *Determinarea numărului optim de dozatoare pentru componentele pulverulente ale încărcăturii, în producţia de convertizor*, p. 837 — *Influenţa regimului de retopire asupra densităţii metalului în cazul retopirii electrice sub vid*, p. 841 — *Cuptor pentru feroaliaje cu racord adînc, lateral al reţelei scurte*, p. 843 — *Interacţiunea între faze la limita metal-zgură, la fabricarea silicotermică a feroaliajelor*, p. 845 — *Creşterea calităţii şi scăderea consumului de cilindri la laminoarele de tablă*, p. 848 — *Fabricarea tablei de mare precizie, laminată la rece, pentru offset*, p. 853 — *Încărcarea laminoarelor pentru tablă groasă, reversibile, avîndu-se în vedere planeitatea şi grosimea transversală inegală a tablelor*, p. 855 — *Studierea sistemelor de echilibrare hidraulică a bluminguluі 1300, de la Uzina metalurgică din Celiabinsk*, p. 856 — *O nouă tehnologie de fabricaţie a ţevilor ecruisate, deformate la rece din oţel carbon*, p. 857 — *Îndrep-*

tarea țevilor și a barelor cu încovoiere simplă pe mașinile cu doi cilindri, p. 859 — *Studierea laminatelor cu conținut redus de carbon și a sîrmei după diverse tipuri de tratament termic*, p. 860 — *Proprietățile șinelor din oțel supuse afinării în afara cuptorului*, p. 863 — *Influența schemei și a procedeului de deformare asupra plasticității țevilor din oțel 12H18N10T*, p. 867 — *Desenul dendriform pe stratul de acoperire al tablei cositorite electrolitic*, p. 869 — *Elaborarea și asimilarea sistemului complex de comandă a calității producției, la uzinele de țevi*, p. 875 — *Asimilarea sistemului complex de comandă a calității muncii și a producției, la Uzina metalurgică din Novolipețk*, p. 877 — *Indicatorul complex al nivelului calității producției de metal*, p. 880 — *Cîteva probleme privind calitatea profilelor laminate*, p. 881 — *Caracteristica sistemelor de răcire orizontale și verticale ale benzii subțiri de oțel*, p. 883.

Metallurg, U.R.S.S., nr. 11, 1979

Perspectivele sporirii eficienței utilizării resurselor de combustibili și energie, p. 8 — *Exploatarea creuzetelor de aprindere cu arzătoare cu flacără*, p. 16 — *Autenticitatea informației privind structura și temperatura fontei*, p. 18 — *Îndepărtarea sulfului cu gazele de furnal, în cazul tehnologiei moderne de elaborare în furnal*, p. 20 — *Reconstrucția malaxorului de argilă, aparținînd secției de furnale, pentru fabricarea masei anhidre pentru gurile de evacuare*, p. 21 — *Cuptoarele tandem — mijlcc eficient de scădere a consumului de combustibil la elaborarea oțelului*, p. 25 — *Intensificarea procesului de formare a zgurei în cuptoarele Martin de mare capacitate, prin utilizarea materialelor care conțin fluor*, p. 27 — *Utilizarea deșeurilor din așchii de aluminiu la producția de oțel*, p. 29 — *Eficiența torcretării cu flacără a căptușelii convertizoarelor*, p. 29 — *Dispozitiv pentru executarea pereților din față și din spate ai cristalizorului mașinilor de turnare continuă a semifabricatelor*, p. 31 — *Tehnologia de fabricație a profilelor îndoite din metaloplast*, p. 34 — *Calculul coeficienților de fabricație la producția de tablă groasă*, p. 35 — *Perfecționarea construcției cuptoarelor secției de laminare a țevilor*, p. 37 — *Cajele rigide cu doi cilindri ale laminoarelor reducătoare și ale celor de calibrare*, p. 39 — *Calculator al numărului de țevi dintr-un pachet*, p. 41 — *Creșterea rezistenței pieselor prin termoecruisare*, p. 43 — *Exploatarea aparatelor de condiționare a aerului în cabinele macaralelor din secțiile calde*, p. 44.

Wiadomosci Hutnicze, Polonia, nr 9, 1979

Tragerea barelor romboidale, p. 281 — *Recomandări și exemple de utilizare a oțelurilor greu oxidabile*, p. 286 — *Deteriorarea tuburilor ecran ale cazanelor recuperatoare de la oțelăria cu convertizor*, p. 296 — *Calitatea inserțiilor izolatoare pentru lingotierele de oțelărie*, p. 300 — *Probele de corecție pentru analiza Roentgen prin fluorescență a materialelor pulverulente*, p. 301 — *Organizarea transportului intern pe cale ferată la întreprinderile siderurgice*, p. 303 — *Istoria Asociației Tehnicienilor Polonezi (STP)*, p. 308 — *Brevete poloneze din domeniul siderurgiei*, p. 310.

Iron and Steel Engineer, S.U.A., nr. 5, 1979

Noua oțelărie LD de la uzinele Fontana ale companiei Kaiser Steel, p. 29 — *Legarea cu sîrmă a barelor și colacilor*, p. 35 — *Laminorul pentru sîrmă cu patru fire de la uzinele Stahlwerke Röchling-Burbach*, p. 39 — *Turnarea continuă cu viteză mare a sleburilor*, p. 45 — *Laminoare degrosisoare tandem*, p. 49 — *Microcalculatoare utilizate la controlul din uzinele siderurgice*, p. 55 — *Cuptoare cu vatră pășitoare — Situația actuală a acestora*, p. 60 — *Divizia Holcroft a companiei Thermo Electron Corp. pune la punct conceptul conservării energiei la cuptoare*, p. 68 — *Punerea la punct a conceptului liniei de răcire și a mașinii de turnare continuă de către compania Ulme International*, p. 72 — *Economia și durata de funcționare obținute în urma întreținerii rezervoarelor de oțel*, p. 75 — *Uzinele Iscor instalează un echipament care are drept scop îmbunătățirea calității tablei galvanizate*, p. 80 — *Scăderea productivității de construcție de la 15—40%*, p. 83.

Iron and Steel Engineer, S.U.A., nr. 6, 1979

Expoziția siderurgică 1979, p. 19 — *Convenția anuală AISE 1979 — Lista lucrărilor prezentate*, p. 23 — *Energia și proiectarea cuptoarelor de tratament termic*, p. 31 — *Aplicarea analizelor de proiectare computerizată în scopul optimizării performanței echipamentelor*, p. 34 — *Nipsco singura metodă de evaluare a siguranței de funcționare a echipamentului electric al companiilor producătoare de oțel*, p. 39 — *Fabricarea cocsului nerecuperabil — trecut, prezent și viitor*, p. 49 — *Sistem de control automat al planității pentru laminoarele la rece*, p. 55 — *Cea mai nouă tehnologie în turnarea continuă a țaglelor cave sau a barelor rotunde pentru țevi fără cusătură*, p. 61 — *Noua instalație de la uzinele Copperweld fabrică tuburi din oțel sudate*, p. 65 — *Turnătoria Blaw Knox îmbunătățește instalațiile de control al calității*, p. 68 — *Grinzile sudate pentru construcții și construcții de nave utilizează mai puțin oțel*, p. 71 — *Un nou concept cu privire la etanșarea arborilor rotativi și lubrifierea lagărelor*, p. 72 — *Reducerea importurilor de oțeluri speciale în S.U.A.*, p. 77.

Iron and Steel Engineer, S.U.A., nr. 7, 1979

Convenția anuală AISE 1979 — Programul tehnic experimental, p. 21 — *Cuptoare mari cu arc și efectul dimensiunilor cheie asupra performanței cuptoarelor UHP*, p. 33 — *Trecerea de la reglarea rotativă la reglarea statică pe laminoarele de dresare a tablelor cositorite la uzinele Pittsburg*, p. 37 — *Ultimele progrese și idei din domeniul utilajelor de tăiat cu flacără*, p. 43 — *Conferința AISE 1979 cu privire la laminoare — O trecere în revistă*, p. 52 — *Sistemul de control autostimulat al poluării funcționează la uzina Johnstown*, p. 57 — *Compania Republic Steel va instala un cuptor de retopire electrică sub zgură*, p. 59 — *Arzătoarele cu fibră de ceramică economisesc costurile de întreținere a cuptorului*, p. 61 — *Considerații cu privire la energie*, p. 68 — *Expoziția siderurgică, 1979*, p. 107.

Iron and Steel Engineer, S.U.A., nr. 8, 1979

Expoziția siderurgică 1979, p. 21 — *Convenția anuală AISE 1979 — Programul tehnic experimental*, p. 25 — *Controlul emisiilor din hala de turnare a furnalului*, p. 33 — *Noul laminor la rece cu 6 caje (laminor HC) rezolvă problemele de formă*, p. 40 — *Instalații de turnare a blumurilor și țaglelor de mare tonaj*, p. 46 — *Linii continue de recoacere și prelucrare — O actualizare cu privire la tehnologia procesului și produselor*, p. 52 — *Fluide hidraulice bazate pe apă utilizate în industria oțelului — Punctul de vedere al unui fabricant*, p. 57 — *Președintele companiei Bethlehem își spune punctul de vedere cu privire la industria americană a oțelului în următorii zece ani*, p. 61 — *Statisticile oțelului pe plan mondial*, p. 62 — *Laminorul automat Z instalat la compania Wallace Barnes Steel*, p. 67 — *Arabia Saudită planifică construirea primului combinat siderurgic*, p. 68 — *Aprobarea acordată de compania U.S. Steel pentru construirea uzinei Conneaut*, p. 69 — *Noul laminor pentru țevi de la complexul Gambrinus al companiei Timken Co. pus în funcțiune cu ocazia celei de-a 50-a aniversări a companiei*, p. 71.

Ironmaking and Steelmaking, Anglia, nr. 5, 1979.

Scurgerea gazelor în furnal, p. 209 — *Dezvoltarea refractarelor pentru căptușirea convertizoarelor LD*, p. 221 — *Procedeul Boliden Inred de reducere prin topire a oxizilor și a concentratelor de oxizi de fier cu granulație fină*, p. 235 — *Turnarea continuă în brame la uzina siderurgică Raahe*, p. 245 — *Eliminarea particulelor fine de fier din lubrifianții de laminare la cald printr-o separare magnetică ridicată*, p. 251.

Revue de Métallurgie, Franța, nr. 8—9, 1979

Studiul comportării oțelurilor pentru conducte sudate de gaze conținînd hidrogen sulfurat, p. 553 — *Sudabilitatea oțelurilor cu înaltă limită de elasticitate pentru conducte*, p. 561 — *O experiență de sudare la — 30 C a țevilor de 48 in din oțel X70 cu Nb—Mo—Ce*, p. 569 — *Sudabilitatea oțelurilor cu înaltă limită de elasticitate*, p. 581 *Oțeluri pentru conducte rezistente la sufluri și la fisurare provocate de hidrogen*, p. 591.

COMBINATUL SIDERURGIC GALAȚI

produce și livrează:

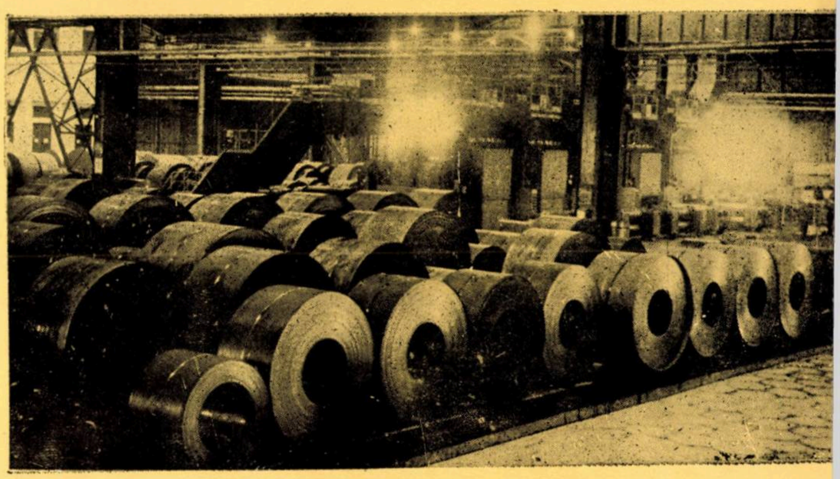
Produse laminate din oțel

— *Table groase și mijlocii:*

din oțeluri calmate, semicalmate, necalmate, slab aliate și aliate conform normelor românești și străine; pentru construcții mecanice, metalice, navale, de mașini, de cazane și recipiente sub presiune etc.

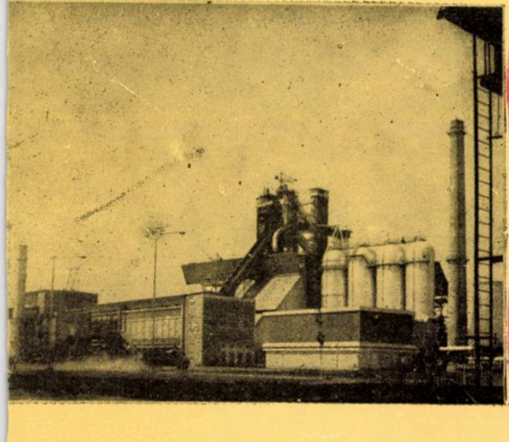
— *Benzi și table laminate la rece:*

neacoperite și zincate conform normelor românești și străine, pentru construcții metalice, țevi sudate, profile îndoite, aparataj electric, caroserii, articole de uz casnic etc.



Produse chimice

- Sulfat feros heptahidratat
- Sulfat de amoniu
- Gudron de huilă
- Benzen brut de huilă
- Smoală de cocserie



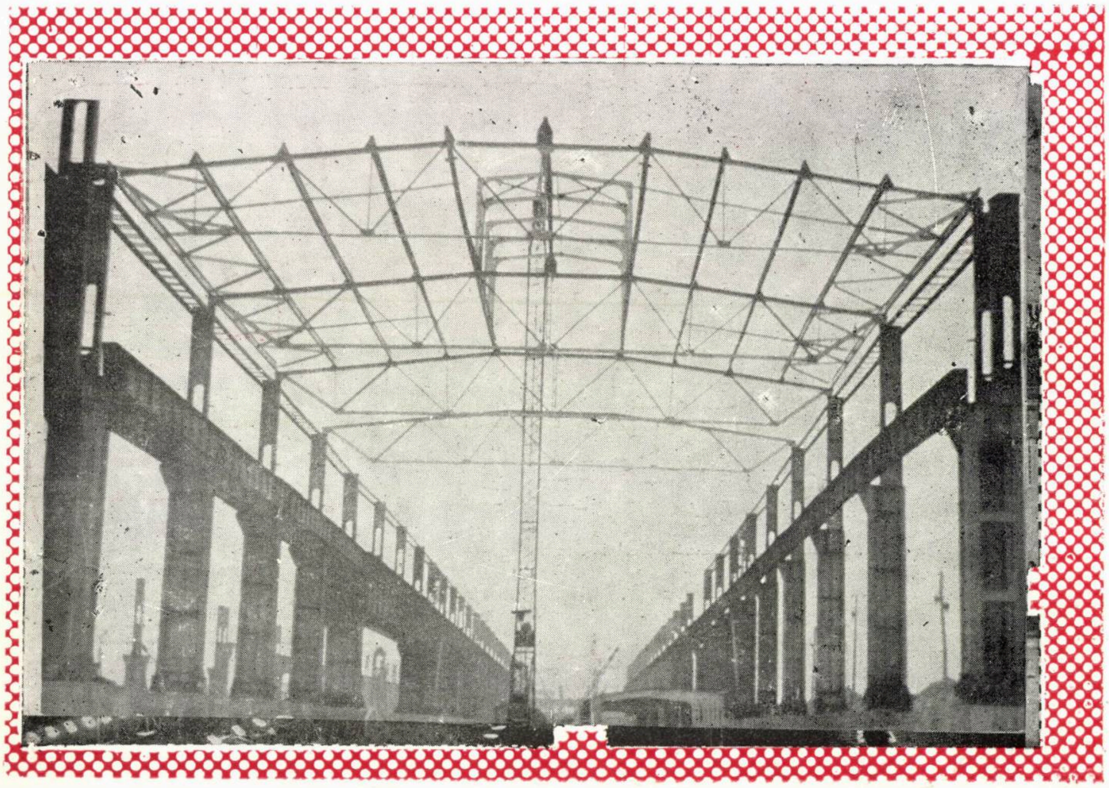
Pentru informații detaliate asupra produselor noastre adresați-vă la:

COMBINATUL SIDERURGIC — GALAȚI
DIRECȚIA COMERCIALĂ
Șoseaua Smîrdan nr. 1
6200 Galați
Telefon (930) 30438
Telex 51285

ÎNTREPRINDEREA DE

ŞI MONTAJE

- A luat ființă în anul 1960
- Foloseşte procedee şi tehnologii moderne de construcții, dispune de o dotare tehnică modernă şi de o forță de muncă specializată şi cu experiență îndelungată
- Aplică tehnologii specifice de înaltă productivitate
- Are o activitate fructuoasă de export în calitate de constructor şi furnizor

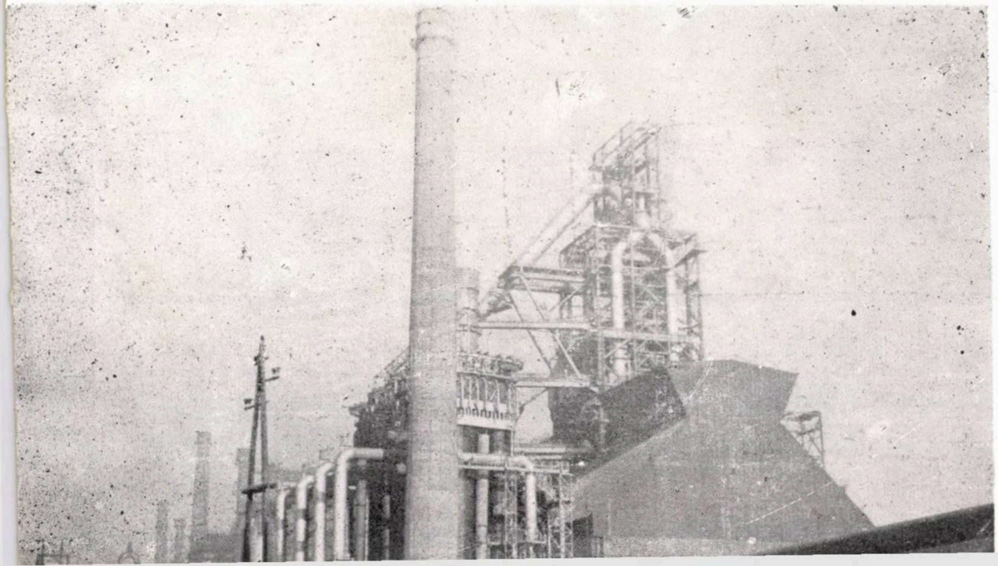


Şoseaua Smîrdan—Gala
Tel. 31656; Telex 01521

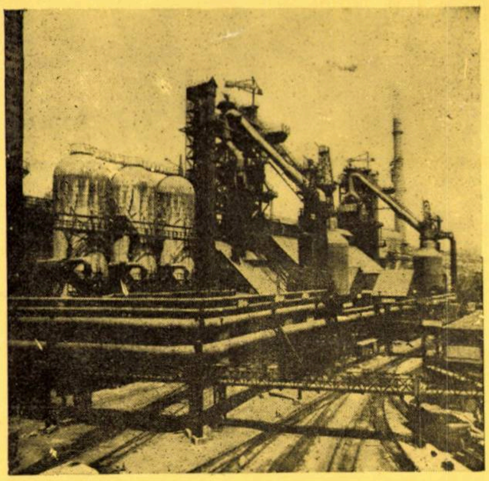
CONSTRUCȚII SIDERURGICE GALAȚI

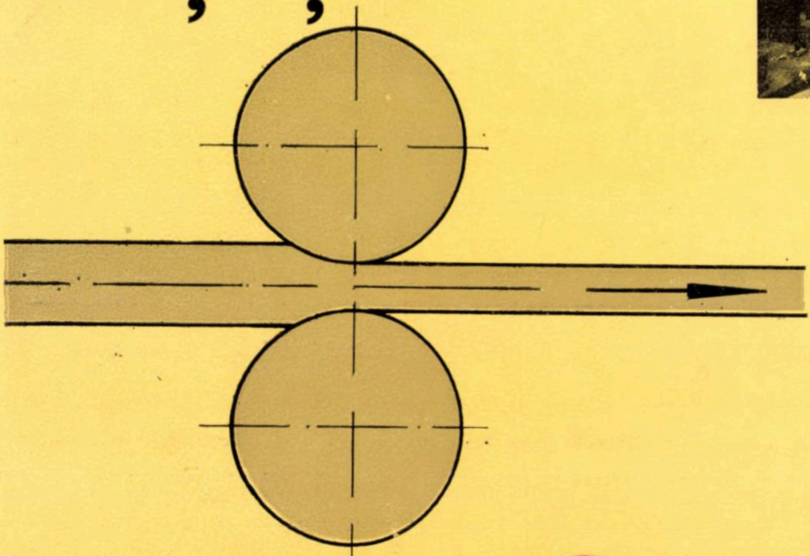
ECUTĂ ÎNTREAGA GAMĂ DE
IECTIVE CARE COMPUN UN
MBINAT SIDERURGIC
TEGRAT:

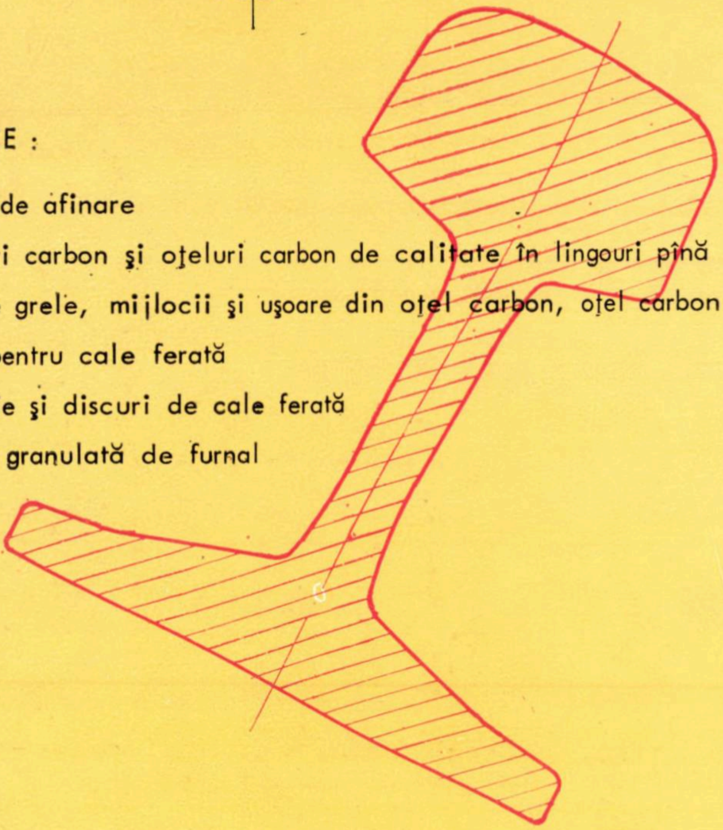
- aterii de cocsificare
- fabrici de aglomerare
- urnale
- oțelării LD și electrice
- nstalații de turnare continuă
- aminoare
- abrici de var și produse
efractare
- abrici de oxigen
- aptări de apă industrială
- **nstalații complexe de fluide termoenergetice**
- **nstalații complete și complexe electrice și de automatizare**
- **ucrări de căi ferate și drumuri**
- **consolidări de teren cu piloți forați, Franky, prefabricați și de pămînt**
- **construcții de interes general**

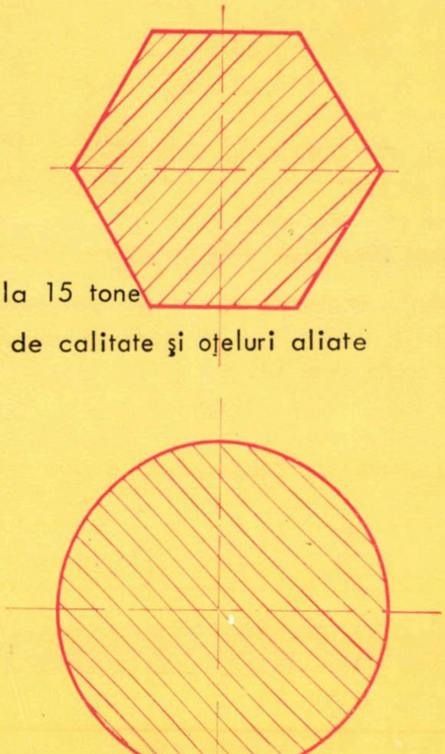


Combinatul siderurgic REȘIȚA









PRODUCE :

- Fontă de afinare
- Oţeluri carbon şi oţeluri carbon de calitate în lingouri pînă la 15 tone
- Profile grele, mijlocii şi uşoare din oţel carbon, oţel carbon de calitate şi oţeluri aliate
- Şine pentru cale ferată
- Bandaje şi discuri de cale ferată
- Zgură granulată de furnal

COMBINATUL SIDERURGIC REŞIŢA
Reşiţa, str. George Coşbuc nr. 1, judeţul Caraş - Severin
Adresa telegrafică : Combsid. RESITA, telex: 044214, telefon: 1 21 52; 1 18 83

centrozap

Societate de Comerț Exterior
40—036 Katowice— Ligonia 7 — Polonia
C. P.: 825; Tel.: 513—401
Telex: 0312—416
Adr. telegr.: CENTROZAP — Katowice

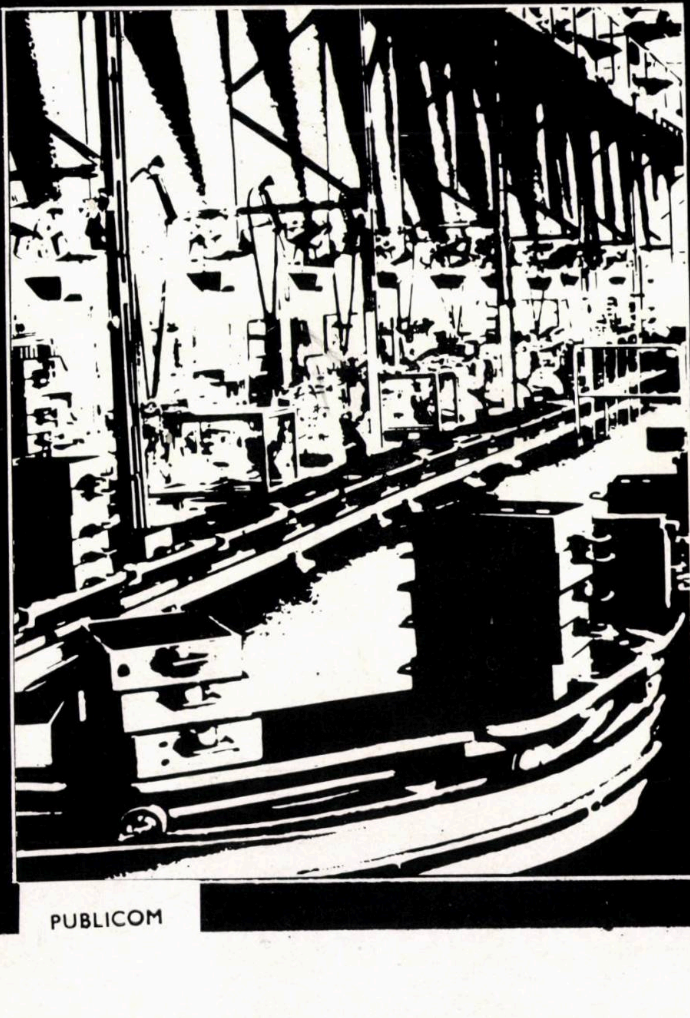
LIVRĂRILE NOASTRE COMPLEXE ÎN DOMENIUL TURNĂTORIEI

cuprind:

- ciclul complet de proiectare:
  - echipamentul tehnologic cu instalațiile de desprăfuire
  - documentația în domeniul construcțiilor
  - instalațiile energetice și de ventilație

precum și:

- livrările de echipament complet pentru secțiile de turnătorie
- montarea completă a mașinilor, echipamentelor și a instalațiilor sau supravegherea lucrărilor de montaj
- formarea personalului clientului
- asistență tehnică completă în cadrul perioadei de garanție și de „după vînzare"
- la cererea clientului, executăm orice lucrări de construcții-montaj, inclusiv construirea atelierelor de producție și a altor sectoare de turnătorie

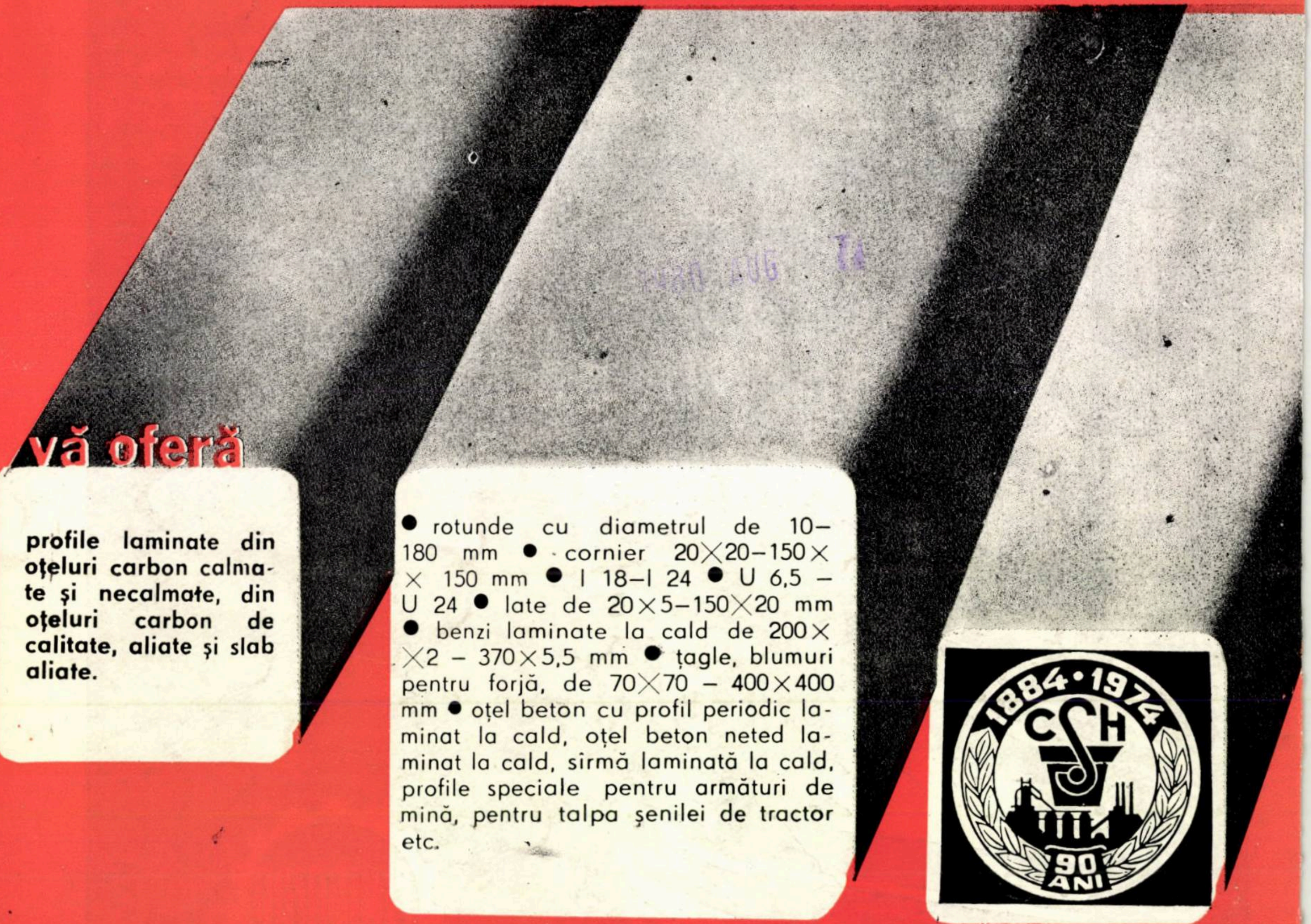


MAȘINI ȘI INSTALAȚII DE TURNĂTORIE

- cuptoare de uscare cu pat fluidizat pentru amestecuri de formare
- aeratoare, site și separatoare
- malaxoare pentru amestecuri de formare și de miezuri
- mașini de formare cu îndesare prin scuturare și mașini de formare prin proiecția amestecului
- cubilouri cu vînt cald și rece
- grătare vibratoare de dezbatere
- mașini de sablare și de hidrosablare
- instalații de manipulare și de transport pneumatic
- aparatură de laborator
- linii de formare cu amestecuri de formare lichide și fiabile cu autoîntărire
- regenerarea amestecurilor de bentonită
- regenerarea amestecurilor furanice

CENTROZAP

PUBLICOM



C S H

vă oferă

profile laminate din oţeluri carbon calmate şi necalmate, din oţeluri carbon de calitate, aliate şi slab aliate.

● rotunde cu diametrul de 10–180 mm ● cornier 20×20–150×150 mm ● I 18–I 24 ● U 6,5 – U 24 ● late de 20×5–150×20 mm ● benzi laminate la cald de 200×2 – 370×5,5 mm ● ţagle, blumuri pentru forjă, de 70×70 – 400×400 mm ● oţel beton cu profil periodic laminat la cald, oţel beton neted laminat la cald, sîrmă laminată la cald, profile speciale pentru armături de mină, pentru talpa şenilei de tractor etc.

1884·1974 CSH 90 ANI

COMBINATUL SIDERURGIC HUNEDOARA

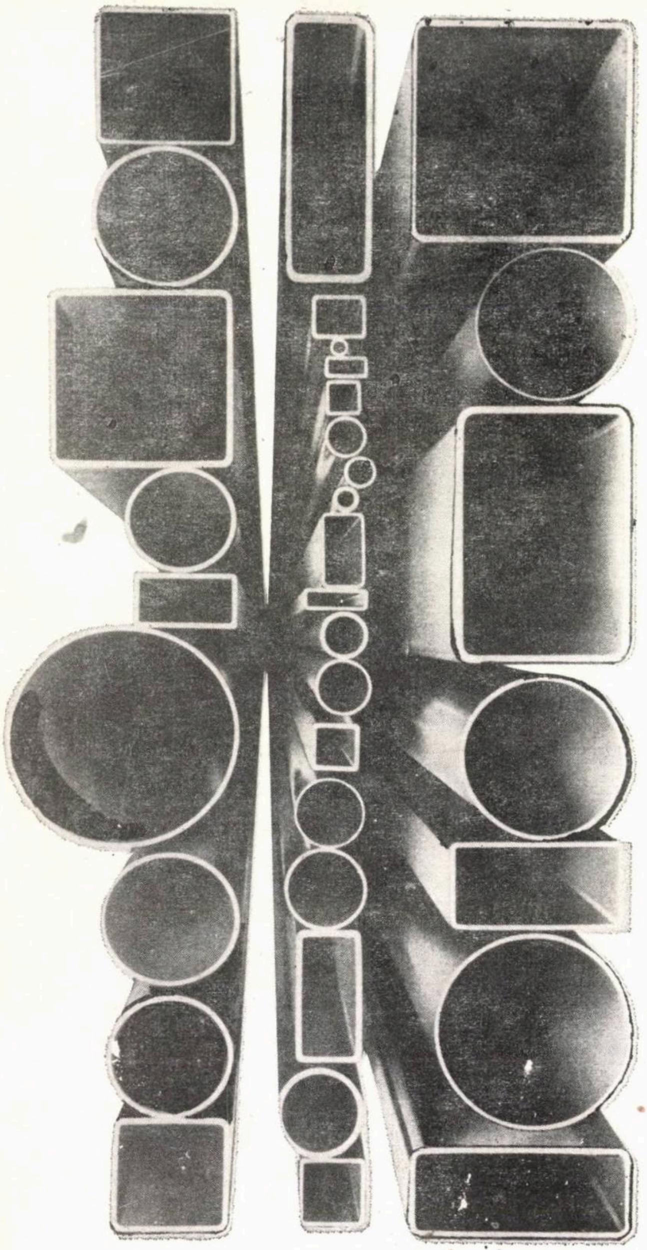
Str. Dr. P. Groza nr. 8. Hunedoara ● Telex: 032411 ● Tel: 12533 – 11075 – 12767 – 11462 – 12747

E 3280

METALURGIA

4

METALURGIA • BUCUREȘTI • ANUL XXXII • NR. 4 • APRILIE 1980



ÎNTREPRINDEREA METALURGICĂ IAŞI

PRODUCE ŞI LIVREAZĂ :

- Ţevi din oţel sudate longitudinal pentru instalaţii de apă, gaz, abur, de la 3/8" — 4", conform STAS 7656 — 76
- Ţevi din oţel sudate longitudinal pentru construcţii metalice, aparate, utilaje şi conducte de la 17,2 la 219,1 mm, conform STAS 7657 — 77
- Ţevi de precizie din oţel sudate longitudinal, trase sau laminate la rece, pentru construcţii metalice sau construcţii de maşini, conform STAS 8726—77
- Ţevi pătrate şi dreptunghiulare din oţel pentru construcţii metalice şi construcţii de maşini, conform STAS 7941 — 76
- Profile deschise din bandă de oţel formate la rece: U cu aripi egale şi neegale STAS 7835/1—76, 7835/2—77, 8610—76. Cornier cu aripi egale şi neegale STAS 7836/1—76, 7836/2—77, 8250—78. Z cu aripi egale şi neegale STAS 8296—78, 8609—77. Omega cu aripi egale STAS 8367—77. T cu aripi egale STAS 8249—74. Profile pentru tîmplărie metalică STAS 9842—72. Profile speciale, conform STAS 8426—76, utilizate pentru construcţii metalice sau construcţii de maşini

TEPRO

ŞOS. ŢUŢORA, NR. 132; TEL. 30322, 30220;
TELEX 22268 TEPRO — R

METALURGIA

Anul 32 Nr. 4 Aprilie 1980

CUPRINS

Roșoagă, M : **Regimul termohidraulic al colectorului de gaz brut de la bateriile de cocsificare** 173

Fleșer, T., Pascu, R. și *Eichert, R.* : **Cercetări privind influența solicitărilor termice și mecanice asupra transformărilor structurale ale oțelului termorezistent 12H1MF** 176

Costache, Georgeta Mariana și *Costache, D.* : **Determinarea vanadiului din oțeluri pentru scule prin metoda cinetică** 181

Horga, M. : **Executarea în construcție tip cheson a ramelor de formare pentru piese turnate grele** 184

Wanyorek, C. : **Formarea aspectului structural martensitic. Coagularea fazelor precipitate. Rolul autodifuziei matricei aliajului în procesele termofizice** 186

Atanasiu, N. : **Criterii de apreciere a calității produselor din aliaje de aluminiu deformabile** 190

Drossu, Maria Antoaneta, Panțiru, N., Anastasescu, M. și *Roman, P.* : **Rezistivitatea electrică — parametru semnificativ pentru funcția de contact electric și indicator al gradului de sinterizare în pseudoaliajele wolfram-argint pentru contacte electrice** 196

Țibea, V. : **Germinarea SO_2 în băile de zgură — mată și pierderile de cupru în zgure** 201

DIN ISTORICUL METALURGIEI

Oprea, Fl. : **Dezvoltarea metalurgiei metalelor neferoase și rare în R.S. România (I)**. 205

SINTEZĂ DOCUMENTARĂ

Pavel, N.: **Sistemul de conducere a întreținerii utilajelor tehnologice cu ajutorul calculatorului electronic în întreprinderile metalurgice din Republica Socialistă Cehoslovacă** 209

DOCUMENTARE

COLEGIUL DE REDACŢIE

LAURENTIE SOFRONI — preşedinte, CEZAR AVRAM, GHEORGHE BUJGOI, ALEXANDRU CIOROGARU, SORIN CÎNDEA, ANTONICĂ DIJMĂRESCU, CONSTANTIN DRAGOMIR, IANCU DRĂGAN, ION DRĂGAN, DAN DULAMĂ, TRAIAN DUMITRESCU, SUZANA GÂDEA, GHEORGHE GHEORGHIU, VASILE GROSU, CONSTANTIN IONESCU, VICTOR MIHU, ION MOLDOVAN, NICOLAE MURGULEŢ, FLOREA OPREA, IGINIO PAVONI, MIRCEA PENESCU, MIRCEA POPOVICI, ION PRISECARU, ŞTEFAN RĂDVAN, CORNEL RIZESCU, MARIA SAVU, CLAUDIU ŞTEFĂNESCU, SILVIA VACU, VASILE VĂZDĂUŢEANU, VASILE VULCU

Redactor : G. COJOCARIU
Tehnoredactor : EC. CHIPARIZOPOL

„Cititorii din străinătate se pot abona adresîndu-se la ILEXIM Departamentul Export-Import Presă, P.O. Box 136—137, telex : 11226, Bucureşti, str. 30 Decembrie nr. 3"

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice şi al Consiliului Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacţia şi administraţia, Bucureşti, str. Mendeleev 21—25, Sector 1 Telefon : 59.49.90. Revista este editată de ICEM — O.I.D. Instituţiile pot achita abonamentele în contul nostru de virament nr. 30.15.0.01.01.B.N. — R.S.R. — filiala sector VI — Institutul de cercetări metalurgice. Tarif pentru întreprinderi : lei 150 anual ; tarif pentru abonamente individuale : 48 lei anual. Costul unui exemplar : lei 5. Tiparul — Întreprinderea poligrafică „Informaţia", str. Brezoianu, nr. 23—25, București

„Taxele poştale achitate conform aprobării D.G.P.Tc
nr. [illegible]/1979"

I.P.I. c. 2074

42 406

CONTENTS

DC : 662.74

Roşoagă, M. : **Thermohydraulic regime of raw gas collector from coking batteries**

The author underlines the importance of observing the thermic and hydraulic regime parameters of raw gas collector, the reasons of the formation of smoke black and of their deposition on raw coke gas track. Furthermore, the author points out the methods which help to avoid these reasons.

Metalurgia 32 (1980), nr. 4, p. 173–175

DC : 620.1924 :669.14.018.45

Fleşer, T., Pascu, R. and *Eichert, R.* : **Investigations on the influence of the mechanical and thermal stresses on the structural changes of the thermoresistant 12H1MF steel**

The report presents the results of the investigations on the structural changes, of the thermosresistant 12 H1MF subjected to thermal and thermal and mechanical stresses respectively. A comparative analysis of the volume ratio and the mean dimension of the structural constituents after various stress periods (up to 55 h) at 700°C is drawn.

Finally, correlations are established among the analysed quantities that were obtained in the two stress conditions.

Metalurgia 32 (1980), nr. 4, p. 176–180

DC : 543.062 : 669.292

Costache, Georgeta and *Costache, D.* : **Determination of vanadium in tool steel by means of kynetic method**

The paper presents the results of quantitative determination of vanadium in steels, based on the oxydation reaction between solocrom violet RS and kalium bromate in acetic acid media.

The kynetic method may be succesfully applied for the determination of vanadium in tools steels, the results cores-ponding to the result obtained by means of the method which is accepted today in standards.

Metalurgia 32 (1980), nr. 4 p. 181–183

DC : 621.744.3

Horga, M. : **Caisson construction for mould boxes for heavy castings**

The author presents the results related to the adoption of ,,caisson'' solution for large-sized mould boxes for heavy cast iron parts as well as the advantages obtained as compared to the conventional execution version (heavy plate).

Metalurgia 32 (1980) nr. 4, p. 184–185

DC : 669.017

Wanyorek, C. : **Generation of the martensitic structural aspect. Coagulation mechanism of unsoluble disperse phases. Importance of the autodiffusion of the matrix atoms in thermophysical processes**

The martensites are neither forced solid solutions, nor real crystals, capable to grow, but only the typical acicular ,,martensitic aspect'' of the crystals of the matrix, which have become stronger and harder by cold-hardening, determined by thermophysical processes, from which the most active seems to be the precipitation from overcooled, oversaturated solid solutions, the precipitate having a greater specific volume than it has in solute state, which determines an autocatalitic, explosive process of precipitation-cold-hardening and microfissuration of the matrix, which stimulates a new precipitation and so on — a kind of process characteristic for all alloys which presents eutectoid (isothermal) de-mixing transformations — explosion which is going from the border of the piece to its center, as far as it is touching the first intergranular barrier (which brakes the propagation), where the process is reiterated into the next crystal : penetration of the quenching effect is smaller in alloys with a finer primary (hereditary) crystallisation than in a coarser one. By the progressive reheating of quenching structure, together with progressive diminution of the cold hardening effect and the progressive manifestation of the disperse phase. This is a separation process performed by the auto-diffusion of the atoms of the matrix, which expells the precipitate likea strange body and, by means of the clash between both, fine or coarse, disperse, unsoluble particles, the phenomenon is general. It leads to the ,,transition structural aspects'', the annealing structures.

Metalurgia 32 (1980), nr. 4, p. 186–189

DC : 539.4/.5 :669.715

Atanasiu, N. : **Criteria of estimating the quality of ductile aluminium alloy products used in machine building industry**

The author describes the behaviour in operation of ductile aluminium alloys with high mechanical resistance, by means of the methods of flaw mechanics.

To this effect the author analyses certain important characteristics, namely : resistance to crack propagation unde constant and variable load, corrosion resistance as well as fatigue and creep resistance.

The author also presents the experimental results related to theoretical data on Al–Cu–Mg and Al–Zn–Mg–Cu aluminium alloys.

Metalurgia 32 (1980), nr. 4, p. 190–195

DC : 537.311.3 :669.2/8.018

Drossu, Maria, Panţiru, N., Anastasescu, M. and *Roman, P.* : **Electric resistivity – a significant parameter for the fonction of electric contact and sintering degree indicator in wolfram-silver pseudoalloys for electric contacts**

The results of the trials carried out confirm the fact that the electric resistivity may represent a control instrument within sintering process whereas electric resistivity measurements may represent an easy, rapid and efficient mean of interphase and final control within the manufacturing of electric contacts.

Metalurgia 32 (1980), nr. 4, p. 196–200

DC : 669.2/8 :669.3

Ţibea, V. : **SO_2 germination in slag-matte bath and copper losses in slag**

The author studies the formation of SO_2 in matte melting furnace baths and underlines its contribution to the increase of copper losses in slags.

By means of the mathematical development of the ratio V_m/V_z (cm³/cm³) necessary for the analysis of practical data, a mathematical expression of the contribution of SO_2, formed in matte melting furnace bath is obtained as copper losses in slags increase :

$$X_t = X_0 + 4{,}17 \frac{X_m \rho_m}{\rho_z} r^3 (n_1 + K_{SO_2} G_{SO_2})$$

Metalurgia 32 (1980), nr. 4, p. 201–204

DC : 669.2/.8 (498)

Oprea, Fl. : **Development of nonferrous and rare metallurgy in Romania (I)**

Metalurgia 32 (1980), nr. 4, p. 205–208

INHALT

DK: 662.74

Roşoagă, M. : **Thermohydraulisches Regime des Rohgassammelkanals von Koksofenbatterien**

Es wird die Bedeutung der Einhaltung des thermohydraulischen Regimes des Rohgassammelkanals beschrieben. Es werden die Gründe für die Russbildung angegeben. Zugleich wird eine Methode gezeigt für die Beseitigung dieser Gründe.

Metalurgia 32 (1980), nr. 4, p. 173–175

DK: 620.192.4 :669.14.018.45

Fleşer, T., Pascu, R. und *Eichert, R.* : **Untersuchungen zum Einfluss der mechanischen und thermischen Beanspruchungen auf die Gefügeänderungen des hitzebeständigen Stahles 12H1MF**

Die Arbeit enthält die Ergebnisse der Gefügeänderungsuntersuchungen des hitzebeständigen Stahles 12H1MF bei thermischen bzw. thermisch-mechanischen Beanspruchungen. Es wird das Volumenverhältniss und die mittlere Korngrösse im Bezug auf verschiedene Beanspruchungsdauer (bis 65 Stunden) 700°C, analysiert.

Zum Schluss werden Zusammenhänge zwischen den analysierten Grössen unter den zwei Beanspruchungsumständen erläutert.

Metalurgia 32 (1980), nr. 4, p. 176–180

DK: 543.042 :669-292

Costache, Georgeta und *Costache, D.* : **Kinetische Bestimmung des Vanadiums in Werkzeugstählen**

Es werden die Ergebnisse der quantitativen Bestimmung des Vanadiums in Stählen, mit Hilfe der Oxydationsreaktion zwischen Solocrom violett RS und Natriumbromat in Essigsäure, angegeben.

Die beschriebene Kinetische Methode kann mit Erfolg bei der Bestimmung des Vanadiums in Werkzeugstählen angewendet werden, die erhaltenen Resultate stimmen mit denen durch die Standardmethode erhaltenen Ergebnisse überein.

Metalurgia 32 (1980), nr. 4, p. 181–183

DK: 621.744.3

Horga, M. : **Herstellung der Formkästen für schwere Gussteile in Senkkastenform**

Es werden die Ergebnisse angeführt im Zusammenhang mit der Herstellung der Formkästen für schwere Gussteile in Senkkastenform und die Vorteile gegenüber der klassischen Bauweise (Grobblech).

Metalurgia 32 (1980), nr. 4, p. 184–185

DK: 669.017

Wanyorek, C. : **Bildung des martensitischen Gefügebildes Flockung der Fällungsphasen. Die Rolle der Selbststreuung der Legierungsmatrix in den thermophysischen Prozessen**

Im Martensit kann das Härtungsgefüge der Legierungen, in denen eutektoide Umwandlungen möglich sind, gefunden werden. Diese sind keine neugebildeten sondern die alten Kristalle aus der Matrix, die durch die Wärmewirkung verformt wurden. Von hier geht die charakteristische Gefügeform hervor (martensitisch, nadelförmig, hart widerstandsfähig und brüchig).

Die Härtung breitet sich autokatalytisch von aussen nach innen aus und wird durch die transkristallinen Störungszonen gebremst.

Wenn die Legierung allotropische Umwandlungen leidet, können zwei Arten von Martensitformen entstehen : epsilon (durch Härtung, bei Stählen) und alfa (durch Erholung).

Metalurgia 32 (1980), nr. 4, p. 186–189

DK: 539.4/5 :669.715

Atanasiu, N. : **Kriterien für die Beurteilung der für die Werkzeugmaschinenindustrie benutzten Produkte aus verformbaren Aluminiumlegierungen.**

In der Arbeit wird das Verhalten der verformbaren Aluminiumlegierungen, mit hohem mechanischen Widerstand, mit Hilfe der Bruchmechanik, beschrieben.

Zu diesem Zweck werden einige wichtige Eigenschaften der Metalle analysiert : Rissausbreitung unter konstanter und schwankender Last, Korrosionswiderstand und Ermüdungs – bzw. Kriechfestigkeit.

Es werden die Untersuchungsergebnisse im Vergleich zu den theoretischen angegeben für Legierungen wie Al–Cu–Mg und Al–Zn–Mg–Cu.

Metalurgia 32 (1980), nr. 4, p. 190–195

DK: 537.311.3 :669.2/8.018

Drossu, Maria, Panţiru, N., Anastasescu, M. und *Roman, P.* : **Spezifischer Widerstand-bezeichnende Eigenschaft für die Funktion als elektrischer Kontakt und Anzeiger des Sinterisierungsgrades in Pseudolegierungen Wolfram-Silber für elektrische Kontakte.**

Die Versuchsergebnisse bestätigen die Tatsache dass der elektrische Widerstand eine Kontrollmöglichkeit im Sinterprozess sein kann. Durch die Messung der elektrischen Widerstände kann die Herstellung der elektrischen Kontakte einfach und bequem durchgeführt werden.

Metalurgia 32 (1980), nr. 4, p. 196–200

DK: 669.2/8 :669.3

Ţibea, V. : **SO_2 – Keimung in Schlacke – Steinkupferbäder und der Kupferverlust in Schlacken**

Es wird die AO – Bildung in Steinkupferbäder studiert und dessen Einfluss auf den Kupferverlust in Schlacken.

Durch die mathemastiche Entwicklung des Verhältnisses V_m/V_z (cm^3/cm^3) für die Analyse einiger praktischen Daten, wird ein mathematischer Ausdruck erhalten für den SO_2 Beitrag zur Steigerung der Kupferverluste in Schlacken:

$$X_t = X_0 + 4{,}17 \frac{x_m \rho_m}{\rho_z} r^3 (n_1 + K_{SO_2} G_{SO_2})$$

Metalurgia 32 (1980), nr. 4, p. 201–204

DK: 669.2 .8(498)

Oprea, Fl. : **Entwicklung der Metallurgie der NE-und Seltenmetalle in Rumänien (I)**

Metalurgia 32 (1980), nr. 4, p. 205–208

SOMMAIRE

CD : 662.74

Roșoagă, M. : **Le régime thermohydraulique du collecteur de gaz brut aux batteries de cokéfaction**

On présente l'importance de l'observation des paramètres du régime hydraulique et thermique du collecteur de gaz brut, les causes de la formation du noir de carbon et de ses dépôts sur le trajet du gaz brut. On indique aussi les méthodes pour l'élimination de ces causes.

Metalurgia 32 (1980), nr. 4, p. 173–175

CD : 620.192.4 :669.14.018.48

Fleșer, T., Pascu, R. et *Eichert, R.* : **Recherches concernant l'influence des sollicitations mécaniques sur les modifications structurales de l'acier thermorésistant 12H1MF**

L'oeuvre présente les résultats des investigations des transformations structurales dans l'acier thermorésistant 12H1MF, soumis aux sollicitations thermiques. On analyse, par comparaison, la proportion et la dimension moyenne des constituants structuraux après des durées différentes de sollicitation (jusqu à 55 heures) à la température de 700°C.

Finalement, on établit les corrélations entre les valeurs analysées, obtenues dans deux conditions de sollicitation.

Metalurgia 32 (1980), nr. 4, p. 176–180

CD :543.062 :669.292

Costache, Georgeta et *Costache, D.* : **La détermination du vanadium dans les aciers à outils, par la méthode cinétique**

L'oeuvre présente les résultats de la détermination quantitative du vanadium dans les aciers, à l'aide de la réaction d'oxydation entre le Solocrom violet RS et le bromate de potassium dans un milieu d'acide acétique.

La méthode cinétique présentée peut être appliquée avec du succès à la détermination du vanadium dans les aciers à outils, les résultats obtenus s'accordant avec ceux obtenus par la méthode acceptée en présent dans les standards.

Metalurgia 32 (1980), nr. 4, p. 181–183

CD :621.744.3

Horga, M. : **Chassis de moulage de type caisson pour moulages lourds**

On présente les résultats obtenus suite à l'adoption d'une solution de construction de type „caisson'' pour les grands chassis de moulage, utilisés pour la fabrication des pièces lourdes en fonte. De même, on présente les avantages de cette solution par rapport à la variante classique de construction (tôle épaisse).

Metalurgia 32 (1980), nr. 4, p. 184–185

CD : 669.017

Wanyoreck, C. : **Formation de l'aspect structural martensitique. La coagulation des phases précipitées. Le rôle de l'autodiffusion de la matrice de l'alliage dans les processus thermophysiques.**

Les martensites se trouvent dans la structure trempée des alliages dans lesquels peuvent intervenir des transformations eutectoïdes. Elles ne représentent pas des cristaux nouveaux mais les anciens cristaux de la matrice, déformés à cause des certains processus declanchés par l'intervention de la chaleur, par conséquant résultant un aspect structural caractéristique martensitique, aciculaire, dur, résistant et fragile.

Le processus de durcissement a une propagation autocatalytique de péripherie vers le centre et il est ralenti par les zones de perturbation structurale intercristallines

Si l'alliage est soumis aux transformations allotropiques, alors on obtient deux types de martensites: ε (de trempe, pour les aciers) dans laquelle se produisent la précipitation et le durcissement consécutif, mais dans la solution solidemère la structure réticulaire reste non-alterée ; la martensite α (de revient) dans laquelle a eu lieu aussi une transformation allotropique.

Metalurgia 32 (1980), nr. 4, p. 186–189

CD : 539.4./5 :669.715

Atanasiu, N. : **Critères d'estimation pour la qualité des produits en alliages d'aluminium déformables, utilisés dans la construction mécanique**

On décrit la tenue en service des alliages d'aluminium déformables, avec une résistance mécanique élevée, en utilisant les méthodes de la mécanique de la rupture.

Dans ce but, on analyse quelques caractéristiques importantes des matériaux, à savoir : la résistance à la propagation des fissures sous charge constante et variable, la résistance à la corrosion et la résistance à la fatique et au fluage.

On présente aussi les résultats expérimentaux, en corrélation avec les données théoriques obtenues sur les alliages d'aluminium des groupes Al-Cu–Mg et Al–Zn–Mg–Cu.

Metalurgia 32 (1980), nr. 4, p. 190–195

CD : 537.311.3 :669.2.8.018

Drossu, Maria, Panțiru, N., Anastasescu, M et *Roman, P.* : **La résistivité électrique – paramètre significatif pour la fonction de contact électrique et indicateur du degré de sintérisation dans les pseudoalliages wolfram – argent pour contacts électriques.**

Le résultat des essais effectués confirme le fait que, la résistivité électrique peut constituer un moyen de contrôle pour le processus de sintérisation et les mesures de la résistivité électrique peuvent constituer un moyen commode, rapide et efficient de contrôle intermédiaire et final dans la fabrication de contacts électriques.

Metalurgia 32 (1980), nr. 4, p. 196–200

CD :669.2 .8 :669.3

Țibea, V. : **Germination du SO_2 dans les bains de laitier-matte et les pertes de cuivre dans le laitier**

On étudie la formation du SO_2 dans les bains des fours de fusion pour matte et sa contribution à l'augmentation des pertes en cuivre dans les laitiers.

Par le développement mathématique du rapport V_m/V_z (cm^3/cm^3) pour l'analyse des certaines données pratiques, on obtient une expression mathématique de la contribution du SO_2 formé dans les bains des fours à fusion pour matte, à l'augmentation des pertes en cuivre dans les laitiers.

$$X_t = X_0 + 4{,}17 \frac{X_m \rho_m}{\rho_z} r^3(n_1 + K_{SO_2} G_{SO_2})$$

Metalurgia 32 (1980), nr. 4, p. 201–204

CD : 669.2 8(498)

Oprea, Fl. : **Le développement de la métallurgie des métaux non-ferreux et rares dans la République Socialiste de Roumanie (I)**

Metalurgia 32 (19780), nr. 4, p. 205–208

СОДЕРЖАНИЕ

ДК: 662.74

Рошоагэ, М.: **Термогидравлический режим коллектора сырого газа от коксовых батарей**

Представлена важность соблюдения параметров гидравлического и термического режима коллектора коксового сырого газа, причины образования сажы и её осадок по пути сырого коксового газа. Также, указаны и методы устранения этих причин.

Metalurgia 32(1980), nr. 4, p. 173–175

ДК: 620.192.4 :669.14.018.45

Флешер, Тр., Паску, Р. и Ейхерт, Р.: **Исследования по влиянию механических и термических нагрузок на структурные изменения термопрочной стали 12H1MF**

В работе представлены результаты изысканий, касающиеся структурных превращений термопрочной стали 12H1MF, подвергнутой термическим нагрузкам, соответственно термическим и механическим. Анализируются сравнительно объемная пропорция и средний размер структурных составляющих после различных длительностей нагрузки (до 55 часов), при температуре 700°С.

В заключении установлены корреляции между рассмотренными анализами, полученными при двух условиях нагрузки.

Metalurgia 32(1980), nr. 4, p. 176–180

ДК: 543.062 :669.922

Костаке, Джорджета и Костаке, Д.: **Определение ванадия в инструментальных сталях кинетическим методом**

В статье представлены результаты количественного определения ванадия в сталях на основе окислительной реакции между фиолетовым Солохромом RS и броматом калия в среде уксусной кислоты.

Представленный кинетический метод может быть с успехом применен при определении ванадия в инструментальных сталях; результаты соответствуют с теми полученными методами принятыми в настоящее время в стандардах.

Metalurgia 32 (1980), nr. 4, p. 181–183

ДК: 621.744.3

Хорга, М.: **Производство в строительстве типа кесеон опок для тяжелых отливок**

Представлены достигнутые результаты, касающиеся принятия конструктивного решения типа «кессон» у больших опок для тяжелых чугунных отливок, а также и преимущества перед классическим вариантом исполнения (толстый лист).

Metalurgia 32 (1980), nr. 4, p. 184–185

ДК: 669.017

Ваниорек, К.: **Образование мартенситного структурного аспекта. Коагуляция осажденных фаз. Роль автодиффузии матрицы сплава в термофизических процессах**

Мартенситы могут быть найдены в закаленной структуре сплавов, в которых возможны эвтектоидные превращения. Они не являются новыми кристаллами, а старыми кристаллами матрицы, деформируемые благодаря некоторым процессам, вызванных влиянием тепла. Отсюда следует характерный структурный аспект мартенситовый, игольчатый, ломкий.

Процесс затвердения автокаталитически распространяется от окрайны к центру и тормозится структурными межкристаллическими зонными пертурбации.

Если сплав может быть подвержен и аллотропическим превращениям, могут появиться два типа мартенсита, а именно мартенсит ипсилон (закалки для стали), в которой имело место осаждение и последовательная закалка, но еще сохранилась зернистая неискаженная структура твердого маточного раствора, и мартенсита альфа (отпуска), в котором было произведено и аллотропическое превращение.

Metalurgia 32 (1980), nr. 4, p. 186–189

ДК: 539.4/.5 :669.715

Атанасиу, Н.: **Критерии оценки качества изделий из деформируемых алюминиевых сплавов, используемых в машиностроении**

В работе описывается поведене в службе деформируемых алюминиевых сплавов, с повышенным механическим сопротивлением, используя методы механики разрывов.

С этой целью анализируются некоторые важные характеристики материалов, а именно: сопротивление при распространении трещин под постоянной и переменной нагрузкой, коррозионная стойкость, а также и сопротивление усталости и ползучести.

Также, представлены экспериментальные результаты в соотношении с теоретическими данными о алюминиевых сплавах групп Al–Cu–Mg и Al–Zn–Mg–Cu.

Metalurgia 32 (1980), nr. 4, p. 190–195

ДК: 539.311.3 :669.2/.8.018

Дроссу, Мария, Панцыру, Н., Анастасеску, М. и Роман, Р.: **Электрическое сопротивление-значительный параметр для функции электрического контакта и показатель степени спекания в псевдосплавах вольфрам-серебро для электрических контактах**

Результат проведенных испытаний подтверждает что электрическое сопротивление может составить контактное средство в процессе спекания, а измерения электрического сопротивления могут составить удобное эффективное и быстрое средство межфазного и конечного контроля в изготовлении электрических контактах.

Metalurgia 32 (1980), nr. 4, p. 196–200

ДК: 669.2/8 :669.3

Цибеа, В.: **Образование SO_2 в шлаковых-штейновых ваннах и потери меди в шлаке**

Изучается образование SO_2 в ваннах плавильных печей для штейнов и её способствование к повышению потерь меди в шлаке.

При математическом развитии отношении V_m/V_z (см³/см³) для анализа некоторых практических данных получается математическое выражение способствованию SO_2, образовывающийся в ваннах плавильных печей для штейна, при повышении потери меди в шлаках:

$$X_t = X_0 + 4{,}17\,\frac{X_m - \rho_m}{\rho_z}\,r^3(n_1 + K_{SO_2}\,G_{SO_2})$$

Metalurgia 32 (1980), nr. 4, p. 201–204

ДК: 669.2/.8(498)

Опреа, Фл.: **Развитие металлургии цветных и редких металлов в С.Р. Румынии (I)**

Metalurgia 32 (1980), nr. 4, p. 205–208

METALURGIA 4

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA 1980

Ing. M. Roşoagă
I.C.P.P.A.M. — Galaţi

Regimul termohidraulic al colectorului de gaz brut de la bateriile de cocsificare

CZ: 662.74

Gazele care se formează în timpul cocsificării şarjei de cărbune ies din camera de cocs prin ţevile suitoare şi sînt dirijate în colectorul de gaz brut. Temperatura gazului brut, care intră în ţevile suitoare, este de 700—800°C la intrare şi de 85—95°C la ieşirea din colector. Gazele sînt răcite în cotul ţevilor suitoare prin stropire cu apă amoniacală. Gradul de pulverizare a apei depinde de diametrul duzei de stropire. Odată cu creşterea diametrului duzelor, gradul de pulverizare a apei se micşorează şi creşte consumul de apă. Diametrul optim al duzei s-a constatat din practică a fi de 8 mm. O mică frezare a orificiului de ieşire a duzei îmbunătăţeşte în mod considerabil pulverizarea apei amoniacale şi se asigură o evaporare mai intensă, deci o răcire mai puternică a gazului brut. Temperatura apei amoniacale de stropire la intrarea în duză trebuie să fie de 74—77°C, iar la ieşirea din colectorul de gaz brut, de 78—80°C. Consumul de apă amoniacală pentru răcire este de 4—6 m^3 la tona de încărcătură cocsificabilă. Din această cantitate se evaporă numai o mică parte (2—4 %). Făcînd bilanţul termic al colectorului de gaz brut se va observa că gazul se răceşte în special datorită evaporării apei amoniacale unde pentru 1m^3 de gaz cocs brut revine 1—1,050 kg vapori de apă, ceea ce corespunde unui punct de rouă de 84,6°C (cînd gazul brut are temperatura de 700°C la ieşirea din cuptor). Temperatura punctului de rouă, prin urmare şi temperatura gazelor care intră în răcitoarele primare, în mod practic nu depinde de cantitatea de apă care vine la stropire, ci de intensitatea de evaporare a apei. Debite mai mari de apă la stropire în coturile ţevilor suitoare şi colectorul de gaz sînt necesare pentru transportul gudronului şi reziduurilor uleioase. Este evident că răcirea gazului datorită evaporării apei amoniacale poate continua pînă cînd gazul va fi saturat cu vapori de apă. După ce gazul s-a răcit pînă la temperatura punctului de rouă, căderea temperaturii va înceta. În continuare răcirea gazului în colector şi în conducta colectoare de gaz (spre secţia chimică) poate avea loc numai datorită pierderilor de căldură în mediul exterior. Datorită temperaturii latente de evaporare scăderea temperaturii gazelor este aproape imperceptibilă, de aceea în aceste zone depunerile sînt mai mici. O bună răcire a gazelor în coturile ţevilor suitoare şi în colectorul de gaz duce la condensarea unei părţi considerabile a gudronului (pînă la 60 % din gudronul care se găseşte în gazul brut). În calea lor gazele din camerele de cocsificare îşi schimbă brusc temperatura şi viteza. Durata pînă ce gazul ajunge în spaţiile de sub boltă şi gradul de încălzire a acestuia în timpul circulaţiei între pereţii camerei de cocsificare sînt diferite; cu cît camera de cocsificare este mai înaltă cu atît diferenţele sînt mai mari. O parte din gaze, şi anume acelea din partea de jos a cuptorului de cocsificare, trebuie să parcurgă toată înălţimea cuptorului de cocsficare. Drumul ce trebuie să-l parcurgă gazul format în straturile superioare ale pilotului de cărbune şi încălzirea lui este substanţial mai mică, iar acele gaze care intră în contact nemijlocit cu pereţii camerelor de cocsificare se încălzesc în aşa fel încît are loc dezagregarea gudronului pînă la separarea carbonului liber(negru de fum). Cea mai mare parte a carbonului liber este purtat de gaz şi ajunge în spaţiul de sub boltă unde se amestecă cu gaze, cu diferite niveluri de încălzire; datorită acestui fapt are loc o depunere pe pereţii şi bolţile camerelor de cocsificare.

În situaţia unui regim hidraulic corect al colectorului de gaz, presiunea gazului de cocs brut în camera de cocsificare trebuie să fie totdeauna mai mare decît cea din camerele de încălzire şi să fie pozitivă.

În cazul cînd regimul hidraulic nu este corect menţinut are loc absorbţia de aer în camera de cocsificare prin neetanşeităţile de la uşi, gurile de încărcare şi prin produsele de ardere din camerele sistemului de încălzire. Aceasta conduce la arderea unei părţi din gazul brut de cocs, supraîncălzirea lui și dezagregarea parțială sau totală a gudronului din gaz. De asemenea, supraîncălzirea gazului de cocs și dezagregarea gudronului pot avea loc și în cazul cînd se lucrează cu temperatură mai mare decît cea prescrisă pentru perioada de cocsificare dată.

Presiunea gazului în colectorul de gaz brut trebuie să fie menținută la un asemenea nivel încît să se asigure o presiune pozitivă pe vatra camerei de cocsificare, pe toată durata perioadei de cocsificare a pilotului de cărbune și să fie în tot timpul mai mare decît presiunea din camerele de încălzire. Este admisă o variație a presiunilor în colectorul de gaz, de la valoarea prescrisă de ±1 mm col. H_2O. Regimul colectorului de gaz fiind funcție de presiunea hidrostatică, se stabilesc regimuri de vară și de de iarnă ale colectorului de gaz brut; pe timp de iarnă se stabilește o presiune mai mare cu 1–2 mm col. H_2O decît vara.

Dacă nivelul ferestrei de întoarcere a produselor de ardere din camera de încălzire este bine ales și nivelul de încărcare a camerelor este satisfăcător, de obicei se produce o slabă dezintegrare a gudronului și, în acest caz, principala cantitate de căldură din spațiile libere de sub bolta camerelor de cocsificare este preluată de gazul brut care va prelua și cantitatea de căldură emanată de zidăria bolții camerelor de ardere. Dacă nivelul ferestrei de întoarcere a produselor de ardere din camera de încălzire sau nivelul de încărcare sînt mai jos decît nivelul de întoarcere a produselor de ardere din camerele de încălzire, atunci în spațiul de sub bolta camerelor de cocsificare se va transmite o cantitate mai mare de căldură. Această situație poate conduce la dezagregarea parțială sau totală a gudronului. Începerea dezagregării avansate se poate determina după culoarea gazului la ieșirea din camera de cocsificare. La încălzire normală el are o culoare galben cafenie, iar în cazul supraîncălzirii capătă o culoare închisă pînă la negru.

Gazul de cocs brut poartă în circulația lui negrul de fum (funinginea), care se depune în țevile suitoare, coturile țevilor suitoare, închizătoare hidraulice, colectorul de gaz brut, conducta de egalizare a presiunii între cele două colectoare și în conducta de gaz brut pînă la exhaustoare. În figura 1 se redau locurile unde au loc cele mai frecvente depuneri de carbon liber și gudron, cînd regimul termohidraulic al colectorului de gaz brut nu este menținut corect. Cantitatea depunerilor de negru de fum în fiecare sector al traseului gazului brut depinde de schimbările de temperatură și viteză; primele zone unde au loc depunerile sînt: pereții și bolțile camerelor de cocsificare, ceea ce asigură o ermetizare a zidăriei, dar cînd sînt depuneri importante conduce la dereglarea funcționării cuptoarelor.

Analizînd masa depusă în locurile indicate (fig. 1) s-a observat că combinațiile de carbon și gudron au o compoziție eterogenă și anume: cenușă 0,14–1,2%, volatile 10%, insolubile în benzen 65–90%, temperatura de înmuiere 161–260°C și densitatea 1,365–1,399.

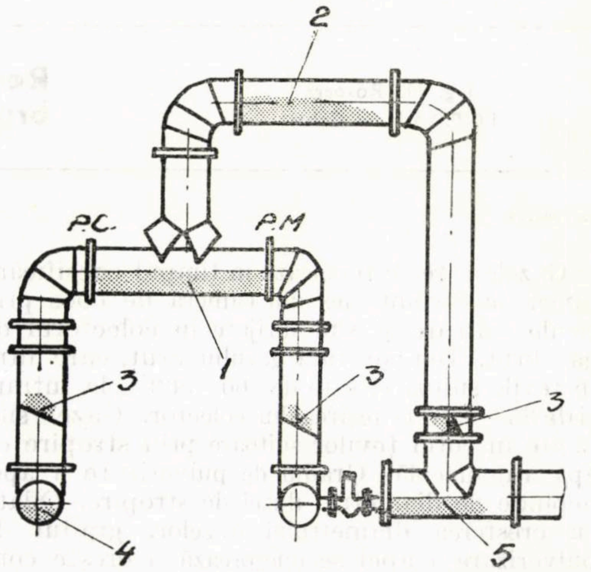


Fig. 1. Punctele de depunere a carbonului liber (negru de fum) și gudronului, pe traseul gazului de cocs brut:

1 – conducta de egalizare a presiunilor între colectorul *PC* și colectorul *PM*; *2* – conducta de racord la magistrală; *3* – deasupra clapetelor de reglaj; *4* – în colectorul de gaz brut pe partea cocsului la intersecția cu conducta de egalizare; *5* – conductă magistrală (spre secția chimică)

Din cele prezentate rezultă că principalele cauze ale acestor depuneri sînt:

– Încărcarea incompletă a camerelor de cocsificare; din această cauză crește temperatura în spațiul de sub boltă, ceea ce produce o degradare a gudronului cu formare de fracții mai grele și, în final, cantități mari de negru de fum, care este antrenat de gazul brut, depunîndu-se în zonele unde se produc scăderi de temperatură ale gazului, împreună cu condensarea fracției grele.

– Încărcarea cuptoarelor de cocsificare fără nivelare sau efectuarea nivelării defectuoase duce la formarea de depuneri.

– Regimul hidraulic defectuos al colectorului de gaz duce la infiltrări de aer, prin neetanșeitățile ușilor, capacelor gurilor de încărcare etc. Acesta duce la arderea parțială a gazului brut, cu efectul supraîncălzirii lui și degradării gudronului.

– Neasigurarea unei cantități suficiente de apă de răcire (stropire) și alimentarea la o presiune nesatisfăcătoare (sub 4 at).

– În cazul bateriilor echipate cu două colectoare de gaz brut, în afara cazurilor de mai sus, depunerile sînt produse și de formarea unui curent de gaze răcite într-un colector și care trece în celălalt prin spațiul de sub boltă al camerelor de cocsificare. Acest curent de gaz răcește gazul care se degajă din pilotul de cărbuni, iar în funcție de gradul de răcire se poate ajunge la punctul de rouă al fracțiilor grele din gudron, care condensează pe pereții interiori ai țevilor suitoare, coturile țevilor suitoare etc. În perioadele de evacuare a cocsului, fracțiile condensate se supraîncălzesc pînă la formarea cocsului de smoală. Acest curent de gaz (fig. 2) se produce din mai multe cauze și anume :

— micșorarea presiunii sau întreruperea alimentării cu apă de răcire în unul sau ambele coturi ale țevilor suitoare ;

— scăpările de aburi în timpul cocsificării, datorită neetanșeităților robinetelor de închidere ale purjelor de aburi folosite la încărcarea fără fum ;

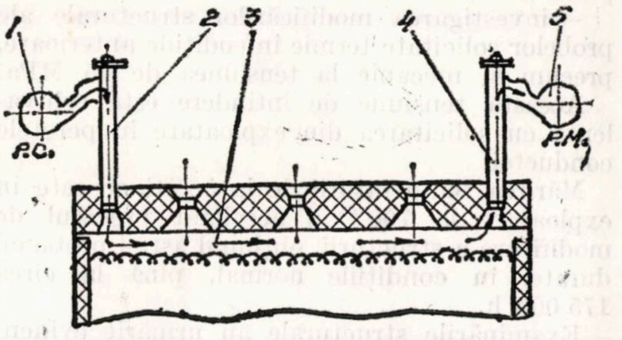


Fig. 2. Curenții de gaz răcit :

1 — colectorul de gaz brut ; *2* — țevile suitoare pe partea cocsului ; *3*—spațiul de sub bolta cuptoarelor ; *4*— țevile suitoare pe partea împingătorului de cocs ; *5* — colectorul de gaz brut pe partea împingătorului

— prelungirea perioadei de cocsificare peste cea prescrisă.

Pentru evitarea producerii acestor depuneri se impune respectarea următoarelor :

— Urmărirea încărcării corecte a camerelor de cocsificare, în sensul asigurării ca înălțimea pilotului de cocs la evacuare să depășească cu 150—200 mm nivelul ferestrei de întoarcere a produselor de ardere din verticalele de încălzire.

Un parametru foarte sensibil pentru verificarea încărcării corecte a camerelor de cocsificare îl reprezintă calitatea gudronului, respectiv conținutul de insolubile.

— Menținerea în stare de funcționare a duzelor de stropire a apei de răcire și asigurarea alimentării cu cantitatea necesară de apă la presiune peste 4 at.

— Asigurarea etanșeității ușilor camerelor de cocsificare și a capacelor gurilor de încărcare.

— Asigurarea unui regim hidraulic colectorului de gaz brut, în așa fel ca pe toată perioada de cocsificare să fie asigurată presiunea pozitivă pe vatra camerei și mai mare decît presiunea din camerele de încălzire.

— În cazul necesității prelungirii perioadei de cocsificare, peste perioada prescrisă, se decuplează de la colector (barilet) toate camerele a căror perioadă de cocsificare este terminată.

Pentru preîntîmpinarea creșterii presiunii gazului în camerele de cocsificare, se impune ca în mod sistematic să se ardă depunerile de grafit de pe bolțile camerelor, ale orificiilor țevilor suitoare și gurilor de încărcare, prin introducerea aerului pe ștangă la evacuarea cocsului.

— Asigurarea unor temperaturi cît mai constante și egale în ambele colectoare.

— Asigurarea presiunii egale în ambele colectoare, pentru a preîntîmpina scurgerea gazului prin spațiul de sub bolta camerelor de cocsificare dintr-un colector într-altul.

BIBLIOGRAFIE

[1] Izraelit, F. M. și Cermnin, M. S. *Otoplenie koksovih pecei.* Harkov, Izd. Lit. C. Țv. Met., 1960

[2] Izraelit, E. M. și Cermin, M. S. *Gazovoe hoziaistvo koksovih țehov.* Harkov, Izd. Lit. C. Țv. Met., 1955.

[3] Ltvinov, E. M. ș.a. În : Koks i himiia, nr. 4, 1978, p. 16 — 20.

[4] Akulov, P.V. ș.a. În : Koks i himiia, nr. 10, 1972, p. 36—39.

Cercetări privind influenţa solicitărilor termice şi mecanice asupra transformărilor structurale ale oţelului termorezistent 12H1MF

Ing. T. Fleşer, ing. R. Pascu
şi tehn. R. Eichert
ISIM — Timişoara

CZ: 620.192.4:669.14.018.45

Consideraţii generale. Oţelurile slab aliate termorezistente de tipul 1CrMoV au cîştigat o largă utilizare la realizarea unor elemente ale agregatelor termoenergetice. Dintre aceste elemente, conductele pentru transportul aburului viu ating ponderea cea mai mare, fiind unul din elementele de mare răspundere în atingerea unor performanţe ridicate pe o durată cît mai lungă de utilizare a grupurilor energetice.

La introducerea acestor elemente în furnitura metalică, structura metalică constă din ferită (Feα) şi compuşi intermediari de tip bainitic (Ba), neomogenă din punct de vedere al mărimii, distribuţiei şi formei grăunţilor. O deosebită importanţă se acordă particulelor de faze secundare, în primul rînd carburilor (*k*) de a căror stabilitate în timp depinde practic durata de utilizare a conductelor de abur.

Practica îndelungată de cercetare şi utilizare a acestor oţeluri a arătat că fiecare din aceste componente ale structurii metalurgice are un rol bine determinat, dar nu suficient clarificat, de influenţă asupra proprietăţilor mecanice şi în special a celor de lungă durată.

Utilizarea în condiţii de solicitare termică şi mecanică, specifică conductelor pentru transportul aburului, determină în mod inevitabil o modificare a caracteristicilor mecanice şi structurale. După unele studii [1], solicitarea termică este dominantă în modificarea caracteristicilor oţelului.

Autorii şi-au propus un program de investigaţii, urmărind stabilirea influenţei exercitate de solicitarea mecanică suprapusă solicitării termice asupra caracteristicilor structurale ale unui oţel termorezistent slab aliat.

Programul experimental. Investigaţiile au fost orientate pentru studierea unui oţel termorezistent slab aliat, cu largă utilizare în realizarea conductelor pentru transportul aburului viu din centralele termoelectrice. Acesta a fost oţelul 12H1MF (GOST 10801—64), similar oţelului 12CMoV3 (STAS 8184-68). Compoziţia chimică în stare de livrare este prezentată în tabelul 1.

Tabelul 1

Compoziţia chimică a oţelului termorezistent analizat, %

C	Mn	Si	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	V	As	Al
0,11	0,44	0,20	0,017	0,023	0,16	0,10	0,94	0,27	0,24	0,010	0,020

Probele au fost prelevate dintr-o conductă cu dimensiunile Ø 325×40, în direcţie tangenţială.

Programul experimental a cuprins două etape:

— investigarea modificărilor structurale ale probelor solicitate termic în condiţii simulate, de laborator. Timpii de menţinere la temperatura de 700°C au fost calculaţi pentru a corespunde solicitărilor la temperatura de 565°C, cu durate pînă la 175 000 h;

— investigarea modificărilor structurale ale probelor solicitate termic în codiţiile anterioare, precum şi mecanic la tensiunea de 45 MPa.

Această tensiune de întindere este echivalentă cu solicitarea din exploatare în peretele conductei.

Mărirea temperaturii de la 565°C, cît este în exploatare, la 700°C a accelerat procesul de modificare a structurii, obţinînd astfel probe cu durate, în condiţiile normal, pînă la circa 175 000 h.

Examinările structurale au urmărit evidenţierea următoarelor caracteristici:

— proporţia feritei;

— proporţia bainitei şi carburilor;

— conţinutul de incluziuni;

— distribuţia pe clase de mărime a particulelor;

— dimensiunea medie a particulelor.

Pe fiecare probă au fost investigate 10 cîmpuri în direcţii perpendiculare, utilizînd analizorul automat de faze Epiquant.

Prezentarea şi discutarea rezultatelor. În stare iniţială oţelul analizat conţine ferită, bainită şi particule de faze secundare. Aparatul utilizat nu a permis diferenţierea carburilor din bainită, din care cauză ele vor fi tratate împreună.

Utilizînd metoda liniară automată de numărare a grăunţilor constituenţilor structurali s-a făcut o clasare pe clase de mărime. Reprezentarea grafică a distribuţiei frecvenţei cumulate a grăunţilor a permis verificarea normalităţii distribuţiei. În figurile 1 şi 2 este reprezentată dependenţa menţionată pentru epruvete solicitate termic (ST), respectiv termic şi mecanic ($ST + M$) pentru granulaţia feritei. S-au trasat numai dreptele de regresie calculate, întrucît prelucrarea statistică a evidenţiat coeficienţi de corelaţie cuprinşi între 0,89 şi 0,96.

Structura iniţială fiind în afară de echilibru, prin menţinerea la temperatură ridicată, constituenţii metalici tind spre forme stabile.

Astfel, proporţia bainitei scade, iar a feritei creşte cu durata de menţinere la temperatură ridicată (fig. 3 şi 4). Conţinutul de incluziuni nu se modifică semnificativ.

Din aceste reprezentări grafice se remarcă o creştere mai accentuată a conţinutului de ferită din structură în primele circa 16 h de menţinere la temperatura de 700°C atît la probele solicitate, cît şi la cele nesolicitate mecanic. În ceea ce priveşte reducerea conţinutului de bainită din structură, se constată că pentru ambele

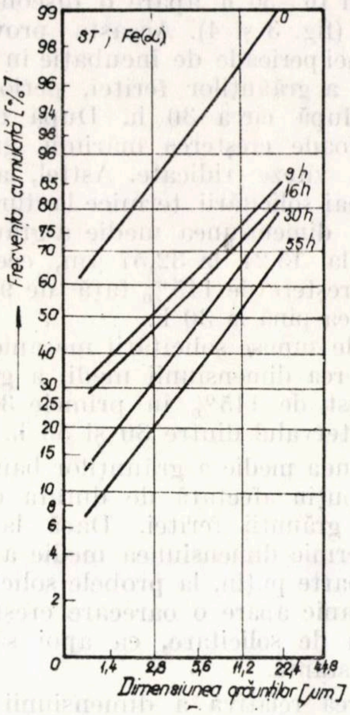


Fig. 1. Dependenţa distribuţiei frecvenţei cumulate a grăunţilor de dimensiunea acestora, pentru probe solicitate termic (*ST*)

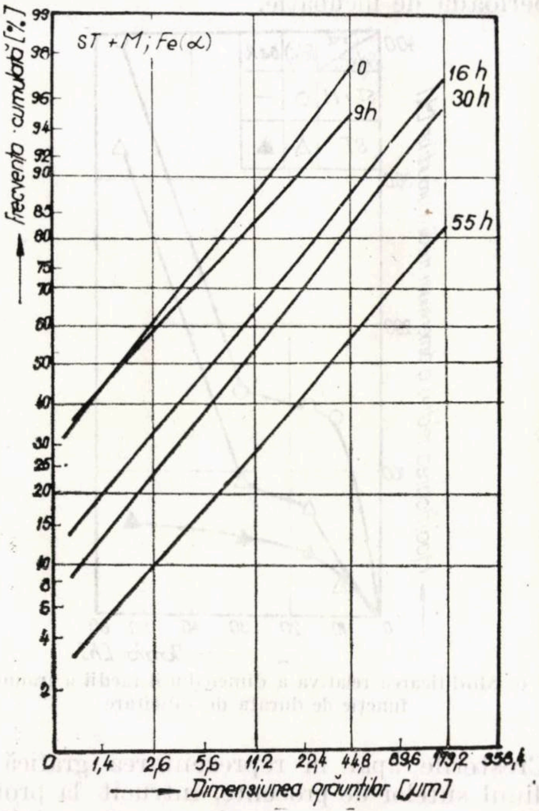


Fig. 2. Dependenţa distribuţiei frecvenţei cumulate a grăunţilor de dimensiunea acestora, pentru probe solicitate termic şi mecanic (*ST* + *M*)

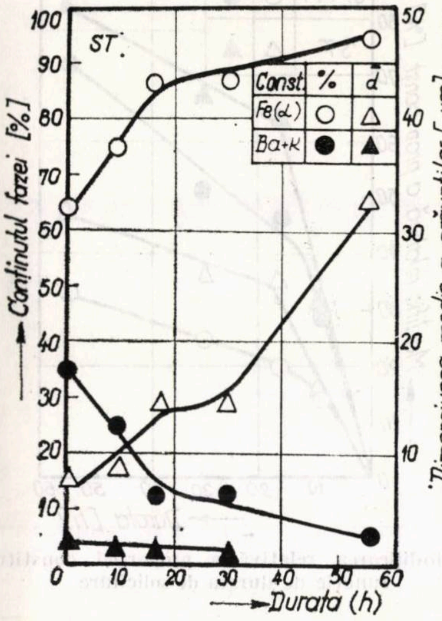


Fig. 3. Corelaţia dintre proporţia constituenţilor, respectiv dimensiunea medie a grăunţilor cu durata de solicitare termică

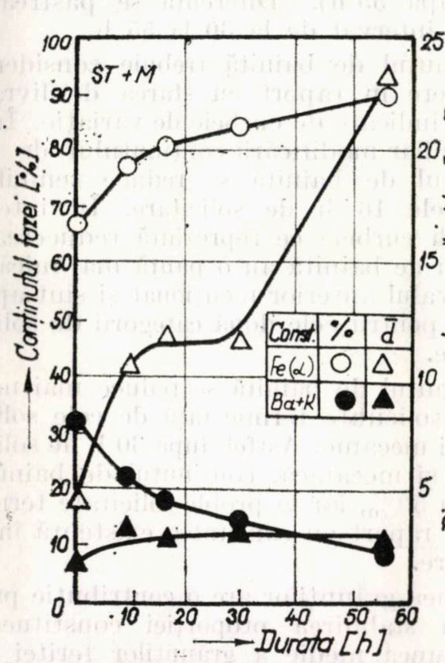


Fig. 4. Corelaţia dintre proporţia constituenţilor, respectiv dimensiunea medie a grăunţilor cu durata de solicitare termică şi mecanică (*ST* + *M*)

condiții de solicitare (*ST* și *ST* + *M*) pînă la circa 16 h reducerea este accentuată ca, în continuare, ea să fie mai lentă.

O imagine mai sugestivă se obține prin urmărirea modificării relative a conținutului constituenților în raport cu cantitatea existentă în stare de livrare (fig. 5). Astfel, se observă că în probele solicitate termic are loc o creștere mai rapidă a proporției feritei decît la probele solicitate termic și mecanic (32,7%, respectiv 47% după 55 h). Diferența se păstrează pe întregul interval de la 30 la 55 h.

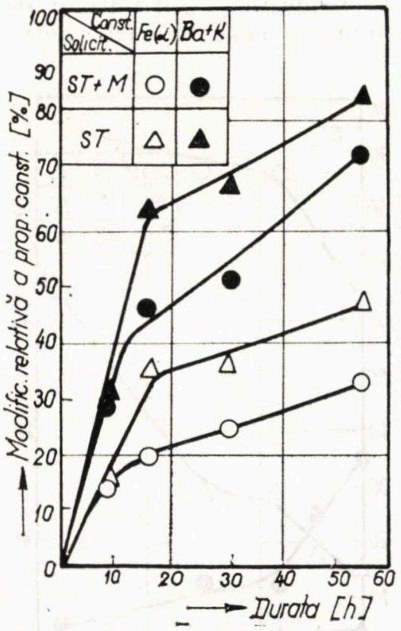


Fig. 5. Modificarea relativă a proporției constituenților, funcție de durata de solicitare

Conținutul de bainită trebuie considerat ca o reducere în raport cu starea de livrare la limitele indicate de curbele de variație. Într-un mod similar modificării conținutului de ferită, conținutul de bainită se reduce semnificativ în primele 16 h de solicitare. În intervalul 16–55 h curbele ce reprezintă reducerea conținutului de bainită au o pantă mai mică decît în intervalul anterior menționat și sînt aproape paralele pentru cele două categorii de solicitare analizate.

Conținutul de bainită se reduce mai mult la probele solicitate termic față de cele solicitate termic și mecanic. Astfel după 30 h de solicitare termică și mecanică, conținutul de bainită s-a redus cu 50%, iar la proble solicitate termic cu 70%, în raport cu cantitatea existentă în stare de livrare.

Mărimea grăunților are o contribuție primordială la stabilirea proporției constituenților. Dimensiunea medie a grăunților feritei crește mult cu durata de solicitare. Totuși, nu se constată o creștere monotonă a grăunților, iar în intervalul 16–30 h apare o discontinuitate importantă (fig. 3 și 4). Aceasta provine din existența unei perioade de incubație în procesul de creștere a grăunților feritei, perioadă care se încheie după circa 30 h. După depășirea acestei perioade creșterea mărimii grăunților are loc cu viteze ridicate. Astfel, la probele supuse numai solicitării termice la durate între 30 și 55 h, dimensiunea medie a grăunților a crescut de la 13,24 la 32,57 μm, ceea ce înseamnă o creștere de 145% față de 92,2% cît este creșterea pînă la 30 h.

La probele supuse solicitării mecanice și termice, creșterea dimensiunii medii a grăunților feritei a fost de 145% în primele 30h și de 110% în intervalul dintre 30 și 55 h.

Dimensiunea medie a grăunților bainitei este mult mai puțin afectată de durata de solicitare decît grăunții feritei. Dacă la probele solicitate termic dimensiunea medie a grăunților scade foarte puțin, la probele solicitate termic și mecanic apare o oarecare creștere pînă la circa 9h de solicitare, ca apoi să rămînă practic constantă.

Modificarea relativă a dimensiunii medii a constituenților, în raport cu valoarea din starea inițială, aduce o contribuție mai sugestivă la aprecierea acestei transformări (fig. 6). În procesul de creștere a granulației feritei se evidențiază, similar reprezentărilor din figurile 3 și 4, o perioadă de incubație.

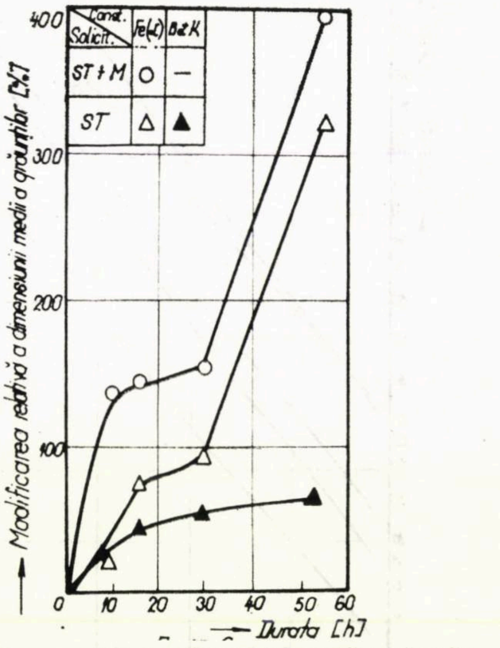


Fig. 6. Modificarea relativă a dimensiunii medii a grăunților, funcție de durata de solicitare

Creșterile apar în reprezentarea grafică de ordinul sutelor de procente, întrucît la probele solicitate termic și mecanic, în starea inițială dimensiunea medie a fost de 4,57 μm, ca după 55 h să ajungă la 23,45 μm. La probele solicitate termic s-a pornit de la 7,67 μm în starea de livrare, ca să se obțină 32,57 μm după 55 h. Astfel se constată că la probele solicitate termic și mecanic creșterea dimensiunii medii a fost ceva mai rapidă decît la cele solicitate termic.

Dimensiunea medie a particulelor de bainită la probele solicitate termic a marcat o ușoară reducere, mai puțin semnificativă decît creșterea granulației feritei formată în starea de livrare, cu dimensiunea medie de 4,38 μm, se obține reducerea de 52,2% după 30 h de solicitare.

În stare inițială granulația este formată dintr-o cotă importantă de grăunți mici. Făcînd raportul dintre numărul grăunților mai mici decît 1μm și numărul total de grăunți se obțin valori de peste 50%. Importanța grăunților mai mici decît 1 μm decurge din rolul jucat de limitele grăunților în deformarea plastică, alunecarea la limitele grăunților, împiedicarea deplasării dislocațiilor etc. [2].

Cu creșterea duratei de solicitare granulația devine mai grobă, ponderea grăunților mici se reduce (fig. 7). Ponderea grăunților feritei mai mici de 1μm în starea inițială a probelor solicitate termic și mecanic a fost de 70%, marcînd o reducere semnificativă cu durata de solicitare, atingînd abia 8% după 55 h. La probele supuse solicitării termice, reducerea ponderii grăunților menționați a fost de la 50% în starea inițială la 11% după 55 h. Se remarcă totodată că reducerea la probele solicitate termic și mecanic este mai abruptă pînă la 30 h, ca apoi să fie mai lentă.

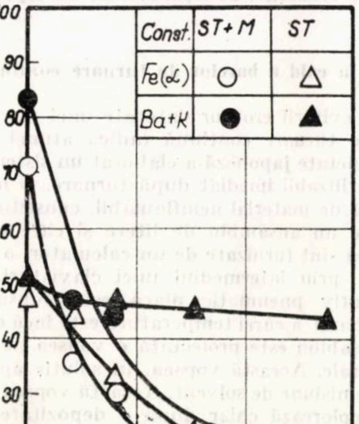


Fig. 7. Variația dintre numărul grăunților mai mici de 1μm față de numărul total, funcție de durata de solicitare

Pentru a putea stabili dacă există diferențe semnificative între mărimile similare obținute pe probe solicitate termic și mecanic, respectiv pe cele solicitate termic, s-a recurs la aplicarea testelor de semnificație.

La un nivel de certitudine de 95% s-a constatat că proporția bainitei și a carburilor din structura probelor din cele două regiuni de solicitare nu este semnificativ diferită pînă la 9 h. Peste această durată însă, testul aplicat a evidențiat diferențe semnificative.

În ceea ce privește proporția feritei, se constată de asemenea că diferența nu este semnificativă pînă la 9 h, dar există diferențe semnificative pentru durate mai mari.

De aici se poate conchide că solicitarea mecanică supusă solicitării termice are o contribuție însemnată în procesul de transformare a proporției constituenților structurali din oțelurile termorezistente slab aliate.

Aplicînd testul de semnificație în ceea ce privește dimensiunea medie a bainitei și carburilor, se constată că între probele solicitate termic și mecanic și cele solicitate termic nu se evidențiază o ordonare corespunzătoare. De exemplu, pentru durate de 9; 16 și 55 h, diferențele nu sînt semnificative, în timp ce pentru 30h, diferențele sînt semnificative. Această situație s-ar putea datora atît faptului că bainita avînd în general dimensiunea medie redusă nu suferă transformări structurale substanțiale, cît și contribuției reduse a particulelor de carburi cu dimensiuni foarte mici (sub 1 μm).

Analizînd în același mod grăunții feritici, se constată că la durata de peste 9 h există diferențe semnificative. La aceasta contribuie și faptul că dimensiunea medie a grăunților este mult mai mare decît a bainitei, putînd fi mai ușor decelați din punt de vedere al transformărilor structurale.

Concluzii

— Solicitarea mecanică întîrzie transformarea feritei și bainitei cu timpul de acționare. La transformarea feritei în intervalul 9–16h viteza de transformare prin solicitare termică este mult accelerată în raport cu probele solicitate termic și mecanic. Reducerea conținutului de bainită respectă o legitate similară transformării feritei.

— Solicitarea concomitentă termică și mecanică are o contribuție mai importantă decît solicitarea termică la reducerea numărului de grăunți mai mici de 1μm ai feritei. La probele solicitate termic această reducere este aproape monotonă cu durata, în schimb la probele solicitate termic și mecanic reducerea este mai accelerată în prima parte a perioadei de solicitare ca, pe măsura creșterii duratei, o mare parte din acești grăunți fiind deja transformați, viteza de transformare să se reducă.

— Testele de semnificație aplicate au evidențiat diferențe semnificative între proporțiile feritei, respectiv bainitei în probele supuse celor două regimuri de solicitare. Pentru fiecare durată investigată este posibilă aprecierea cantitativă a contribuției solicitării mecanice.

— Diferențele semnificative între dimensiunile medii ale grăunților din probele investigate în cele două regimuri permit stabilirea cantitativă a influenței solicitării mecanice asupra transformării feritei.

BIBLIOGRAFIE

[1] Fleşer, T. şi Pascu, R. *Considerații asupra îmbătrînirii oțelurilor termorezistente slab aliate*. În : Construcția de Mașini, nr. 9, 1978, p. 442.

[2] Martin, I. W. Precipitation Hardening, Londra, Pergamon Press, 1978.

◆

DOCUMENTARE

Utilizarea procedeului LD–OB la Nippon Steel

Nippon Steel Corp. (Japonia) a dezvoltat un nou procedeu care permite insuflarea oxigenului într-un convertizor LD atît de sus printr-o lance, cît și prin partea de jos. Acest procedeu are avantaje remarcabile și se poate aplica ușor la convertizoarele existente. Procedeul LD–OB se va utiliza în uzinele Yawata începînd cu anul 1980. Principalele avantaje ale procedeului sînt :

— scoaterea mărită de oțel ;

— consumul redus de feroaliaje ;

— conținutul redus de impurități în oțel, ca oxigen și azot.

(În : *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 25–26 dec., 1979, p. 1511*)

Compania International Preheater Co. va livra un preîncălzitor pentru deșeuri metalice în Mexic

Compania International Preheater Co. a încheiat un contract cu societatea mexicană Aceros de Chihuahua S.A. pentru livrarea unui preîncălzitor de deșeuri cu două bene, care va utiliza căldura reziduală de la țagle, în scopul preîncălzirii deșeurilor. Aceasta va alcătui prima parte a unui program, care poate fi extins, pentru utilizarea căldurii țaglelor de la paturile de răcire în scopul preîncălzirii deșeurilor utilizate la trei cuptoare electrice cu arc.

Un proiect elaborat de Departamentul S.U.A. al Energiei la compania Soule Steel Co., din Carson, California, a dus la economii de energie de peste 20 %. S-a constatat că producția a crescut prin reducerea timpului de la o șarjă la alta.

S-au realizat temperaturi ale deșeurilor de peste 780°C. Principala caracteristică a procedeului este metoda simplă de funcționare, bazată pe utilizarea energiei care pînă în prezent se pierdea. Preîncălzitorul este o instalație care utilizează o benă de încărcare special proiectată, care nu necesită o căptușeală din material refractar. Compania Soule Steel Co. a ajuns la următoarea concluzie : căldura reziduală rămasă în lingotieră după striparea lingourilor sau căldura pierdută la patul de răcire poate fi folosită în prezent în scopul reducerii costului de funcționare.

(În : *Iron and Steel Engineer, S.U.A., nr. 9, 1979, p. 55*)

Termocupluri nedistructibile pentru cuptoare metalurgice

Reglarea temperaturii în cuptoarele metalurgice este o problemă delicată, în special în ceea ce privește ciclurile termice la care pot fi supuși pereții cuptorului, conducînd rapid la o degradare a căptușelii refractare. Controlul temperaturii este un proces complex, deoarece captoarele folosite în procedeul clasic — termocuplurile — pot fi distruse de supraîncălzire.

Un procedeu brevetat în Canada oferă o soluție atît pentru detectarea excesului de temperatură, cît și pentru protecția captoarelor. Brevetul canadian se bazează pe o izolație a firelor cu ajutorul oxizilor metalici de tipul ferit de nichel, care din izolanți pînă la 1 100°C devin apoi conductori. Captorul este protejat, în timp ce legătura electrică astfel realizată asigură o transmisiune de informații fără echivoc, permițînd oprirea încălzirii. Evoluția conductivității pulberii nu este modificată de prezența diferitelor produse care circulă în cuptor.

La temperatură înaltă, oxidul metalic care umple învelișul asigură legătura electrică între cele două fire ale termocuplului.

(În : *L'Usine Nouvelle, Franța, nr. 38, 20 sept., 1979, p.151*)

Marcarea la cald a barelor de turnare continuă

În scopul evitării erorilor datorate unei marcări întîrziate a barelor de turnare continuă (adică atunci cînd ele sînt răcite), o societate japoneză a elaborat un sistem de marcare a acestora utilizabil imediat după turnare. O mașină perforează o placă de material neinflamabil, constituind un șablon ce reproduce un ansamblu de litere și cifre care identifică bara. Acestea sînt furnizate de un calculator, o fișă perforată sau manual, prin intermediul unei claviaturi. Cu ajutorul unui dispozitiv pneumatic placa este adusă în imediata apropiere a barei, a cărei temperatură este încă de 600–1 000 °C, iar prin șablon este proiectată o vopsea pe bază de substanțe minerale. Această vopsea, în soluție apoasă, nu produce nici o emisiune de solvent. Această vopsea nu se cojește și nu se decolorează chiar după o depozitare de un an în exterior. Literele și cifrele au un format de 50 mm pe 30 mm și sînt vizibile la o distanță de 10 m.

Complet automatizat, aparatul poate marca 60 bare/h, cu o greutate medie de 30 t. În prezent, două aparate de acest tip sînt în serviciu la Mizushima și Nagoya.

(În : *L'Usine Nouvelle, Franța, nr. 46, 15 noiembrie, 1979, p. 153*)

◆

Chim. Georgeta Mariana Costache
și dr. chim. D. Costache
Institutul politehnic — București

Determinarea vanadiului din oțeluri pentru scule prin metoda cinetică

CZ : 543.062 :669—292

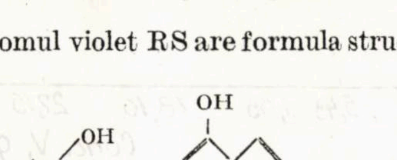
Varietatea mare de proprietăți ale oțelurilor este determinată de compoziția chimică și de modul de prelucrare. Elementele care intră în compoziția oțelurilor au mare influență asupra proprietăților acestora; vanadiul introdus în cantități mici în oțelurile pentru scule mărește duritatea și tenacitatea, micșorează sensibilitatea oțelului la supraîncălzire, mărind stabilitatea la revenire și rezistența la cald.

Elementele care se găsesc în cantități mici în compoziția unui produs se analizează cu metode sensibile printre care și metoda cinetică, metodă care se bazează pe măsurarea vitezei de reacție și pe folosirea mărimii acetei viteze pentru determinarea concentrației. În esență procedeul constă în a stabili o relație de proporționalitate între viteza unei reacții și cantitățile mici dintr-un element sau substanță care are rol de catalizator și care evident va schimba valoarea acestei viteze. Metoda cinetică de analiză are o sensibilitate curentă de 10^{-9}g/cm^3.

Se știe că viteza de reacție este influențată de o serie de factori, cum ar fi concentrația reactanților, temperatura, mediul de reacție și catalizatorii. Dacă toți ceilalți factori sînt menținuți constanți în afară de catalizatori, viteza de reacție se va modifica proporțional cu concentrația acestora. Această relație de proporționalitate ce apare între viteza de reacție și concentrația unor substanțe cu rol catalitic stă la baza analizelor cinetice. Cîteva din lucrările care s-au ocupat cu determinarea cinetică a vanadiului sînt citate în lucrările [1]—[12].

În lucrarea de față se determină cantitativ vanadiul din oțeluri pe baza reacției de oxidare dintre solocrom violet RS și bromat de potasiu, în mediu de acid acetic. Studiul cineticoanalitic al acestei reacții a apărut în literatură [13].

Solocromul violet RS are formula structurală :



În mediu de acid acetic bromatul de potasiu oxidează reactivul organic colorat, conducînd la produși incolori. Reacția este catalizată de ionii de vanadiu.

Experimentări. Reactivi : solocrom violet RS soluție, obținută prin dizolvare în apă (0,033 %); bromat de potasiu—3,77.10^{-2} g/cm^3; acid acetic soluție, obținută din acid acetic glacial și apă distilată în proporție de 1 :2.

Vanadiul a fost obținut din oțeluri aliate pentru scule Rp_1, Rp_8, Rp_4, analizate inițial după metoda descrisă în STAS 2603—69. Principiul acestei metode este următorul : proba se dizolvă în H_2SO_4, apoi se oxidează cu HNO_3, iar silicea precipitată se îndepărtează prin filtrare. Vanadiul se oxidează selectiv cu $KMnO_4$, iar excesul de oxidant se reduce cu $NaNO_2$. Apoi în soluția fosforică se formează complexul galben solubil al vanadatului pentavalent cu wolframat de sodiu, care se fotometrează la 400 nm.

La dizolvarea probei de oțel s-a folosit o soluție de H_2SO_4 20%.

Pentru construirea graficului de etalonare s-a folosit o soluție de vanadat de amoniu, de concentrație cuprinsă între 3,80·10^{-8} și 30,40·10^{-8} g/cm^3.

Modul de lucru. S-a cîntărit la balanța analitică 0,2 g oțel, care s-a dizolvat într-un pahar cu un amestec format din 20 cm^3 soluție de acid sulfuric 20% și 5 cm^3 soluție de acid acetic 1 :1. Soluția se evaporă pînă la încetarea reacției, cînd se pune în libertate o cantitate mare de vapori de anhidridă sulfurică. Se răcește, se reia cu apă bidistilată și se trece totul într-un balon cotat de 100 cm^3; această soluție se consideră soluția de bază; 10 cm^3 din această soluție de bază au fost trecuți într-un balon cotat de 1 000 cm^3 și s-a completat la semn cu apă bidistilată obținînd astfel soluția de lucru. Din această soluție s-au luat probe pentru analiza vanadiului prin metoda cinetică.

Pentru construirea graficului de etalonare se formează un amestec din soluția de solocrom violet RS, acidul acetic ca mediu de reacție, bromatul de potasiu ca oxidant și diferite cantități de catalizator. Soluția colorată inițial se decolorează pe măsură ce avansează reacția; decolorarea este mai rapidă în probele unde cantitatea de vanadiu adăugată a fost mai mare. Schimbarea de culoare care dă indicații asupra vitezei de reacție este urmărită spectrofotometric la un spectrofotometru Pulfrich Zeiss-Jena orizontal la lungimea de undă 530 nm. Măsurătorile au fost făcute la 20°C, adaptînd un termostat la spectrofotometru.

Amestecul de reacție a fost preparat în baloane de 25 cm^3, unde se introduc în ordine următoarele soluții : solocrom violet RS, acid acetic, bromat de potasiu și cantități variabile din soluția de lucru, astfel încît concentrațiile fiecărei soluții sînt:

Solocrom $1{,}32 \cdot 10^{-5}$ g/cm^5 sau 0,0132 %
Bromat $1{,}50 \cdot 10^{-2}$ g/cm^3 sau 1,5%
Vanadiu $5{,}43 \cdot 10^{-8}$ gV/cm^3 — $27{,}15 \cdot 10^{-8}$ g V/cm^3 sau $12{,}46 \cdot 10^{-6}$ g VO_3NH_4% —$15{,}93 \cdot 10^{-6}$ g VO_3NH_4%

Rezultate și discuții. În expresia vitezei de reacție, constanta de viteză k este funcție de concentrația bromatului, de concentrația reactivului organic, de temperatură și de prezența catalizatorului:

$$k = f([\mathrm{KBrO_3}], [\mathrm{solocrom}], t°, [\mathrm{V}])$$

Cum concentrația bromatului de potasiu este cu mult mai mare decît cea a reactivului organic, fapt ce permite să se considere că concentrația bromatului rămîne constantă din punct de vedere practic; măsurătorile se fac în condiții de termostatare, reacția de oxidare a solocromului violet RS de către bromatul de potasiu în mediu de acid acetic și în prezența ionilor de vanadiu drept catalizator poate fi considerată o reacție pseudomonomoleculară. Această ecuație poate fi scrisă astfel:

$$\frac{dC_{solocrom}}{dt} = k_{exp}\, C_{solocrom} = k C_{solocrom} + k_c \cdot C_v \cdot C_{solocrom}$$

unde:

$C_{solocrom}$ este concentrația reactivului organic;
k_{exp} — constanta de viteză a reacției totale;
k_c constanta de viteză a reacției catalizate;
k — constanta de viteză a reacției nacatalizate;
C_v — concentrația catalizatorului.

Înlocuind concentrațiile reactivului organic (inițială și curentă) cu densitățile optice se obține:

$$\ln D = \ln D_0 - k_{exp} \cdot C_v$$

Datele experimentale sînt prezentate în figura 1. Pentru întocmirea graficului de etalonare s-au măsurat tangentele unghiurilor pe care aceste drepte le fac cu orizontala și s-a reprezentat valoarea acestor tangente în funcție de concentrația de vanadiu existentă în proba respectivă. Graficul de etalonare este prezentat în figura 2.

Rezultatele determinărilor obținute prin metoda cinetică la trei categorii de oțeluri pentru scule sînt date în tabelul 1. Comparativ sînt trecute și rezultatele obținute prin metoda descrisă în STAS 2603—69.

Așa după cum se vede din acest tabel metoda cinetică se poate aplica cu succes la determinarea vanadiului din oțelurile pentru scule, rezultatele sale aflîndu-se într-o bună concordanță cu cele obținute prin metoda cu wolframat, acceptată actualmente în standarde.

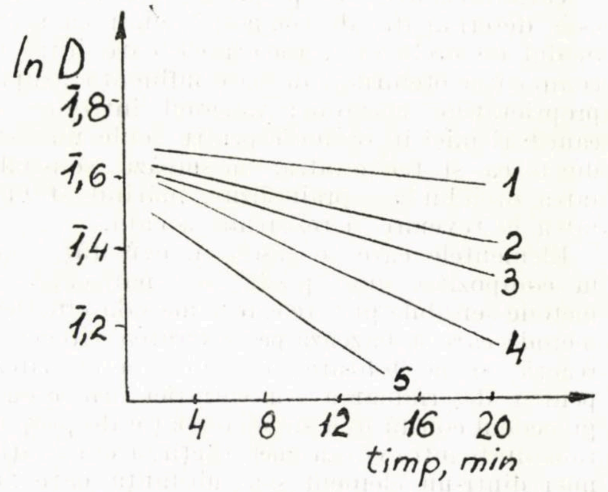


Fig. 1. Variația densității optice în funcție de timp:
1 — 0,00 g V/cm^3; *2* — $5{,}43.10^{-8}$ gV/cm^3; *3* — $9{,}05.10^{-8}$ g V/cm^3; *4* — $18{,}10.10^{-8}$ gV/cm^3; *5* — $27{,}15.10^{-8}$ gV/cm^3

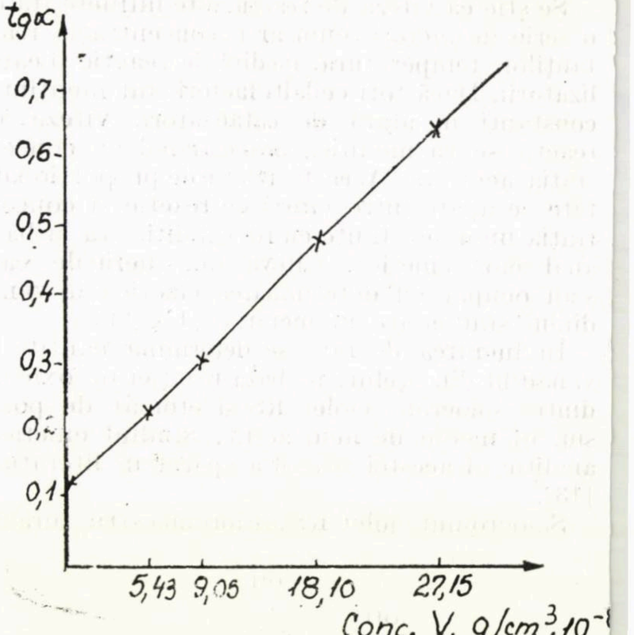


Fig. 2. Variația valorii tgα în funcție de concentrația van
diului (graficul de etalonare)

Se subliniază însă faptul că metoda cinetică nu necesită operații preliminare de separare sau pregătire specială a probelor. De asemene comparativ cu metoda standard este mult m simplă prin faptul că se evită oxidarea cu aci fosforic și îndepărtarea silicei, care este o op rație greoaie. Metoda se simplifică și mai mu datorită faptului că nu este necesară oxidare

Tabelul 1

Analiza vanadiului din oţeluri pentru scule

Nr. probei	Tipul oţelului	Nr. cm^3 din sol. de lucru	V luat în analiză, $g/cm^3 \cdot 10^{-8}$	tg α	V găsit în sol. de lucru, $g/cm^3 \cdot 10^{-8}$	Cantitatea de V din oţeluri, %	Cantitatea de V din oţeluri găsite prin met. STAS
1	Rp$_1$	3	5,43	0,24	6,00	2,10	
2		3	5,43	0,24	6,00	2,10	
3	Rp$_1$	5	9,05	0,28	8,50	2,10	
4		5	9,05	0,32	10,50	2,62	
5		5	9,05	0,31	9,00	2,24	
6	Rp$_1$	10	18,10	0,44	17,50	2,06	
7		10	18,10	0,46	18,10	2,31	
8		10	18,10	0,46	18,10	2,31	
					media	2,23	2,27
9	Rp$_4$	5	9,05	0,31	9,00	2,24	
10		5	9,05	0,30	8,50	1,95	
11		5	9,05	0,32	10,50	2,62	
12		5	9,05	0,31	9,00	2,24	
13	Rp$_4$	10	18,10	0,48	19,50	2,43	
14		10	18,10	0,44	17,50	2,06	
15		10	18,10	0,46	18,10	2,31	
16		10	18,10	0,46	18,10	2,31	
17	Rp$_4$	15	27,15	0,65	28,50	2,38	
18		15	27,15	0,62	26,50	2,17	
19		15	27,15	0,67	29,00	2,42	
20		15	27,15	0,67	29,00	2,42	
					media	2,28	2,39
21	Rp$_8$	5	9,05	0,32	10,50	2,62	
22		5	9,05	0,31	9,00	2,24	
23		5	9,05	0,32	10,50	2,62	
24		5	9,05	0,32	10,50	2,62	
25	Rp$_8$	10	18,10	0,46	18,10	2,31	
26		10	18,10	0,48	19,50	2,43	
27		10	18,10	0,48	19,50	2,43	
28		10	18,10	0,48	19,50	2,43	
29	Rp$_8$	15	27,15	0,67	29,00	2,42	
30		15	27,15	0,67	29,00	2,42	
31		15	27,15	0,65	28,50	2,38	
32		15	27,15	0,67	29,00	2,42	
					media	2,44	2,40

vanadiului cu permanganat de potasiu şi reducerea acestuia cu azotit de sodiu şi apoi complexarea vanadiului cu wolframat de sodiu.

Metoda poate fi aplicată şi altor oţeluri, nu numai acelor pentru scule, datorită faptului că reacţia principală de oxidare a solocromului violet RS nu este deranjată de prezenţa altor ioni cum ar fi Ni^{2+}, Fe^{2+}, Mn^{2+}, Th^{3+} dacă se află prezente în mediul de reacţie într-un raport mai mare de 1 000 :1.

BIBLIOGRAFIE

[1] Bognar, J. şi Jellinek, O. În : Microchim. Acta' 1969, p. 318.

[2] Lazarev, A. I. şi Lazareva, V. I. În : Zhur. Analit. Khiur. nr. 24, 1969, p. 395.

[3] Popa, Gr. şi Costache, D. În : Anal. Univ. Bucureşti, XIX, nr. 2, 1970, p. 149.

[4] Popa, Gr. şi Costache, D., Lucrările celei de-a III-a Conferinţe naţionale de chimie analitică, Braşov, vol. IV, 1971, p. 369.

[5] Costache, D. şi Sasu, S. În : Rev. Roum. Chem., nr. 8, 1971, p. 1211.

[6] Costache, D. şi Sasu, S. În: Rev. Roum. Chem., nr, 12, 1971, p. 1861.

[7] Costache, D. În : Chimie analitică, nr. 4, 1971, p. 241

[8] Sasu, S. şi Costache, D. În : Rev. Chimie, nr. 4, 1972, p. 223.

[9] Costache D. În: Anal. Univ. Bucureşti, XX, nr. 1, 1972, p. 145.

10] Costache, D. şi Sasu, S. În : Rev. Roum. Chem. 18, nr. 5, 1973, p. 913.

11] Liteanu, C., Sasu, S. şi Costache, D. În : Rev. Chimie, 24, nr. 9, 1973, p. 747.

12] Costache, D. şi Sasu, S. Studiu Univ. Babeş-Bolyai, Seria Chemie, Fasc. I, 1973, p. 63.

13] Costache, D. În : Rev. Roum. Chem., nr. 6, 1971, p. 849.

◆

Executarea în construcție tip cheson a ramelor de formare pentru piese turnate grele

Ing. M. Horga
Întreprinderea mecanică — Roman

CZ : 621.744.3

Pentru executarea pieselor turnate grele sînt necesare rame de formare rezistente, ca urmare a solicitărilor mecanice și a presiunii metalostatice deosebite, aceste rame executîndu-se cu pereți groși (tablă de 40—60 mm).

În aceste condiții, greutatea setului de rame poate depăși de 4—5 ori greutatea piesei turnate. De exemplu, pentru batiul de strung carusel tip SC.1600, cu greutatea de 10,5 tf/buc., ramele executate din tablă cu grosimea de 50 mm aveau 42 tf.

În figura 1 este reprezentat modul de executare a pereților ramelor de formare în varianta clasică (din tablă groasă).

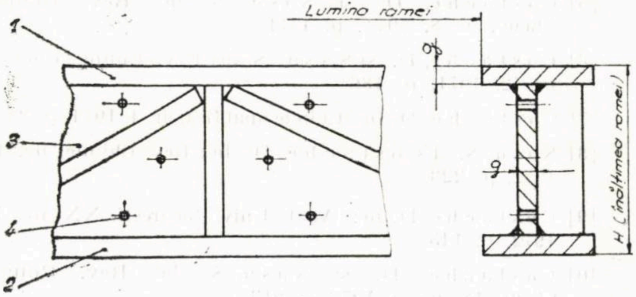


Fig. 1. Peretele ramei în varianta clasică:
1 — talpă superioară; *2* — talpă inferioară, *3* — peretele ramei; *4*—găuri de aerisire; *g* — grosimea tablei utilizate (40—60 mm)

Dezavantajele executării ramelor în această variantă sînt :

— consum mare de metal;

— greutate mare, fapt ce implică folosirea de macarale grele;

— dificultăți de aprovizionare a tabelei groase;

— cost ridicat.

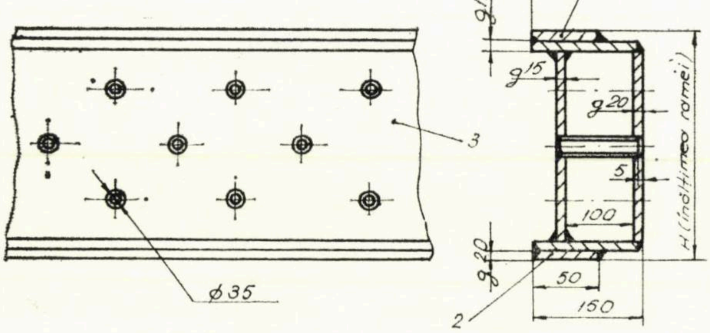


Fig. 2. Peretele ramei în varianta cheson :
1 — talpă superioară; *2* — talpă inferioară; *3* — peretele ramei (executat în cheson); *4* — găuri de aerisire (realizate din țevi distanțiere; *g* — grosimea table utilizate (15,20 mm)

Principiul de executare a ramelor de formare în construcție tip cheson este reprezentat în figura 2. Pereții au în secțiune forma de casetă dreptunghiulară închisă (cheson), realizată din tablă mai subțire decît în varianta clasică, fiind solidarizați cu țevi distanțiere care îndeplinesc și rolul de găuri de aerisire.

Celelalte elemente constructive ale ramelor sînt executate după soluțiile clasice, cunoscute.

Deosebirea esențială dintre cele două variante de execuție se rezumă la soluțiile constructive pentru pereți.

De exemplu, comparînd suprafața secțiunii peretelui în cele două variante pentru o ramă cu înălțimea $H = 500$ mm, rezultă :

— Varianta clasică (tablă cu grosimea de 50 mm)

$S_1 = 2 \times 150 \times 50 + 1 \times 400 \times 50 = 35\,000 \text{ mm}^2 = 350 \text{ cm}^2$.

— Varianta cheson (tablă cu grosimea de 15,20 mm)

$$S_2 = 2 \times 50 \times 20 + 2 \times 150 \times 15 + 2 \times$$
$$\times 430 \times 15 = 19\,400 \text{ mm}^2 = 194 \text{ cm}^2.$$

Se constată că în varianta cheson suprafața secțiunii reprezintă 57% din cea corespunzătoare variantei clasice, deci și greutatea va fi mai mică.

Avantajele executării ramelor de formare tip cheson sînt :

— reducerea consumului de metal și a greutății cu 40—50% (tab.1);

— rezistență și rigiditate corespunzătoare, verificate în exploatare;

— folosirea tablei mai subțiri (15—20 mm) cu posibilități de aprovizionare, față de tabla groasă care are utilizări speciale;

— ușurarea condițiilor de exploatare (manevrare) a ramelor;

— reducerea costului cu 40—50%.

Datele comparative privind cele două variante pentru un număr de 15 repere principale sînt cuprinse în tabelul 1.

Se observă de exemplu că ramele de formare penru același batiu de strung carusel tip SC.1600 au o greutate de numai 26,2 tf, ceea ce reprezintă o reducere cu 40% față de varianta clasică.

De asemenea din tabelul 1 rezultă că în cazul executării ramelor în varianta clasică ar fi fost necesare 1 031 t metal, însă adoptînd

Date comparative privind cele două variante de execuție a ramelor de formare

Numărul curent	Denumirea piesei turnate	Mărimea ramelor de formare (set)	Numărul seturilor, buc.	Tabla folosită		Greutatea ramelor, tf				Economie de material în varianta cheson, tf		Greutatea piesei turnate, tf/buc.
				Varianta clasică	Varianta cheson	Varianta clasică		Varianta cheson		Pe set	Totală	
						Pe set	Totală	Pe set	Totală			
0	1	2	3	4	5	6	7=3×6	8	9= 3×5	10=6−8	11=3 × ×10	12
1	Batiu SC. 1250	3 800×2 000×500/4× ×550/500	4	gros. 50	gros 15 ;20	42	168	26	104	16	64	7,2
2	Batiu SC. 1600	,, ,, ,,	4	,,	,,	42	168	26	104	16	64	9,5
3	Montant dreapta SC. 2000	5 000×2 250×550/550	3	,,	,,	18	54	7	21	11	33	4,1
4	Montant stînga SC. 2000	,, ,, ,,	3	,,	,,	18	54	7	21	11	33	3,5
5	Traversă SC. 2000	4 500 × 1 400×300/500/ /300	3	,,	,,	14	42	6	18	8	24	2,9
6	Masă SC. 2000	4 000×3 000 ×300/750/ /300	3	gros. 55	,,	17	51	10	30	7	21	6,1
7	Montant dreapta SC. 2500	5 000×2 250×550/550	2	gros. 50	,,	18	36	7	14	11	22	5,0
8	Montant stînga SC. 2500	,, ,, ,, ,,	2	,,	,,	18	36	7	14	11	22	5,4
9	Masă SC. 2500	4 500 × 3 000 × 300/750/ /300	2	gros. 55	,,	23	46	11	22	12	24	9,3
10	Montant stînga SC. 3200	6 000×2 500×550/550	2	gros. 60	,,	21	42	9	18	12	24	7,3
11	Traversă SC. 3200	6 000×1 400×300/500/300	2	gros. 40	,,	18	36	9	18	9	18	4,0
12	Masă SC. 3200	5 000× 4 000×300/750/ /300	2	gros. 55	,,	28	56	11	22	17	34	10,8
13	Batiu față FLP 2200	8 000×2 250×400/1000/ /400	2	gros. 60	,,	42	84	16	32	26	52	14,0
14	Batiu spate FLP 2200	,, ,, ,,	2	,,	,,	42	84	16	32	26	52	14,0
15	Batiu central FLP 2200	6 000×3 000×400/1000/ /400	2	,,	,,	37	74	14	28	23	46	12,0
16	TOTAL	—	—	—	—	—	1 031	—	498	—	533	—

varianta cheson au fost suficiente 533 t, realizîndu-se o economie de metal de 498 t, consumul fiind redus la circa 50%.

Din punct de vedere al protecției muncii, se îmbunătățesc condițiile de muncă, ramele executate în cheson fiind mai ușoare.

Avînd în vedere experiența acumulată în executarea și exploatarea ramelor tip cheson, se consideră că aceasta se poate extinde și în alte turnătorii de piese grele, în scopul reducerii consumului de metal și, implicit, a cheltuielilor materiale.

Formarea aspectului structural martensitic. Coagularea fazelor precipitate. Rolul autodifuziei matricei aliajului în procesele termofizice

Prof. dr. ing. C. Wanyorek
Universitatea din Braşov

CZ : 669.017

Este cunoscut faptul [1]—[4] că durificarea aliajelor prin operaţii termofizice se datorește unor procese de ecruisare a matricei metalice a acestora, declanşate prin operaţii termice (ecruisare termică [4], [5]). Fenomenele cele mai active în această direcţie par a fi procesele de precipitare din soluţia solidă suprasaturată prin suprarăcire, constituentul eliminat din soluţie prezentîndu-se sub o formă molecular dispersă şi cu un volum specific real mai mare decît volumul specific virtual pe care îl are în starea dizolvată [6].

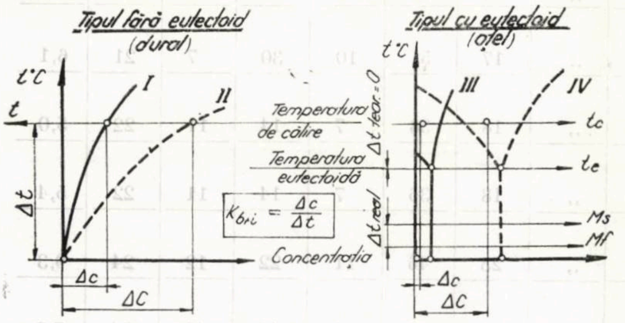


Fig. 1. Salturi de concentraţie şi salturi de temperatură la generarea structurilor de călire în cazul aliajelor de tip dural (fără eutectoid), respectiv al celor de tip oţel (cu eutectoid)

Particularităţile modului cum se produce această ieşire din soluţie (în condiţii de echilibru) diferenţiază aliajele în ceea ce priveşte comportarea lor la călire. La cele de tipul duraluminiu (fără eutectoid) solubilitatea precipitatului variază blînd, în mod continuu, de-a lungul întregii scări a temperaturilor, în tot decursul perioadei de răcire. La cele de tipul oţel (cu eutectoid) solubilitatea variază brusc, la temperatură constantă, temperatura transformării eutectoide, specifică acestei grupe de aliaje (fig. 1).

Aceste caractere se conservă, din punct de vedere termodinamic, sub o formă potenţială şi în cazul suprarăcirii proceselor de precipitare.

În consecinţă, după călirea aliajelor de tip dural se obţine de regulă soluţia solidă în afară de echilibru, relativ moale, care se durifică ulterior prin precipitarea care are loc prin îmbătrînirea naturală sau artificială.

La călirea aliajelor de tip oţel, caracterul brusc al precipitării eutectoide face ca acest proces să aibă o intensitate atît de mare încît prin călire producerea lui nu poate fi oprită. Precipitarea şi durificarea au loc încă în decursul procesului de răcire supracritică, înainte ca transformarea alotropică gama-alfa să se fi putut realiza. Martensita de călire — martensita epsilon [7] — este tetragonală cu volumul centrat, la fel ca fierul gama (austenita) [3]. Ieşirea din soluţia solidă a carburii făcîndu-se cu mărire de volum specific, producerea precipitării este favorizată (conform principiului conservării echilibrului prin transformări compensatoare al lui Le Châtelier) de golurile preexistente, vacanţele din jurul şi din interiorul cristalelor, unde, concomitent cu precipitarea, începe şi procesul de ecruisare a matricei, însoţit de o microfisurare locală a ei.

Aceste microfisuri stimulează noi ieşiri din soluţie, cu ecruisarea şi microfisurarea aferente, încît procesul de durificare prin precipitare de tip eutectoid se desfăşoară ca un proces autocatalitic explosiv, constînd din precipitări, ecruisări şi microfisurări repetate, care pornesc de la centrele de amorsare şi străbat exploziv, cu mare viteză, întreg cristalul de soluţie solidă afectat, oprindu-se firesc la prima limită de cristal întîlnită, unde procesul trebuie reiniţiat în cristalul care urmează.

Cu cît cristalizarea primară (grăuntele ereditar de austenită) [4] este mai fină, cu atît numărul de opriri pe unitatea de distanţă, frînarea procesului de propagare, este mai intensă şi implicit pătrunderea în adîncime a efectului de călire (care în toate cazurile începe de la periferia piesei) va fi mai mică, ceea ce poate explica — după părerea autorului — de ce un oţel de o anumită compoziţie, dar cu un grăunte ereditar fin, prezintă o pătrundere mică a efectului de călire [4], [6] faţă de un oţel de aceeaşi compoziţie, dar avînd un grăunte ereditar grosolan.

Aspectul cristalografic, care se naşte în urma procesului de călire „cu eutectoid", este aspectul caracteristic martensitic, acicular, cu proprietăţile asociate cunoscute, de duritate, rezistenţă şi fragilitate, crescute.

Aspectul structural martensitic nu este specific exclusiv oţelurilor. El se întîlneşte în toate aliajele călite, a căror compoziţie este situată într-un domeniu structural, în care, în condiţii de echilibru, au loc transformări eutectoide.

Martensita nu este un cristal, capabil să se nască prin germinaţie şi să crească, ci este un aspect cristalografic, specific matricei ecruisate printr-un anumit mecanism de separare a precipitatului cristalelor secatricei.

Ceea ce la formarea aspectului structural martensitic se naște și crește este deformarea, ecruisarea cristalelor matricei.

Suportul acestui aspect este rețeaua tetragonală cu volumul centrat al fierului gama, în martensita tetragonală, de călire (martensita epsilon) — respectiv rețeaua cubică cu volumul centrat al fierului alfa, în martensita cubică, de revenire (martensita alfa) [7] [3].

Matricea gama suferă ecruisarea primară (martensita de călire). Această ecruisare se conservă în mare măsură și în rețeaua alfa (martensita de revenire), atenuarea de rigoare fiind datorată afinării rețelei afla față de rețeaua gama.

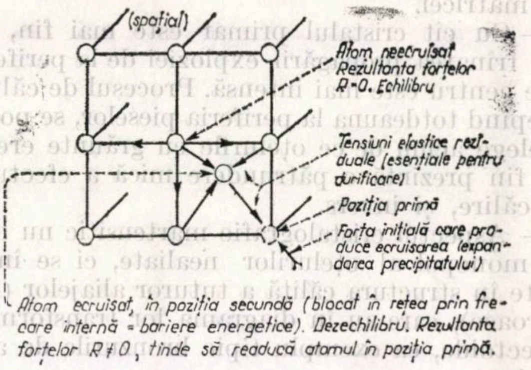

(spațial)
Atom neecruisat Rezultanta forțelor R=0. Echilibru
Tensiuni elastice reziduale (esențiale pentru durificare)
Poziția primă
Forța inițială care produce ecruisarea (expandarea precipitatului)
Atom ecruisat, în poziția secundă (blocat în rețea prin frecare internă = bariere energetice). Dezechilibru. Rezultanta forțelor R≠0, tinde să readucă atomul în poziția primă.

Fig. 2. Fenomenul ecruisării

Ecruisarea se datorește în toate cazurile deformării elastico-plastice a rețelei matricei prin precipitatul nou apărut, care, avînd acum o individualitate cristalină proprie, ocupă un loc mai mare decît în starea dizolvată, cînd se pot folosi mai bine interstițiile din rețeaua matricei.

În condiții de echilibru termodinamic, fiecare atom al matricei este și el în echilibru dinamic, suma forțelor din jurul său (a căror mărime individuală determină implicit mărimea rezistenței ansamblului) fiind nulă. Prin procesul de deformare elastică-plastică (ecruisare) atomul (fig. 2) este scos din poziția de echilibru și împins într-o altă poziție (spațială), în care forțele din jurul lui nu-și mai țin echilibrul și au tendința să-l readucă în poziția inițială, ceea ce, în anumite situații, la temperaturi scăzute de pildă, nu se mai poate realiza din cauza frecărilor interne, a barierelor energetice străpunse inițial prin deformarea suferită, atomul rămînînd înțepenit într-o poziție în afară de echilibru. În această situație, forțele elastice reziduale care acționează aupra lui au o rezultantă diferită de zero, care se manifestă ca o tensiune internă (tensiunea esențială pentru durificare), a cărei apariție a fost declanșată de intervenții termice și care are ca efect creșterea rezistenței, durității și fragilității aliajului.

Este evident că efectul de ecruisare, cu toate consecințele lui, este cu atît mai intens, cu cît cantitatea de precipitat a fost mai mare, deci cu cît saltul de concentrație Δc realizat prin ieșirea din soluție la călire (trecerea bruscă de la temperatura tehnologică superioară la temperatura tehnologică inferioară) a fost mai mare (a se vedea în figurile 1, *a* și *b*, $\Delta C > \Delta c$) în funcție de natura aliajului — și cu cît precipitarea are un caracter mai brusc, adică cu cît saltul de concentrație Δc se realizează într-un interval de temperatură Δt mai mic—care, în cazul aliajelor cu eutectoid (transformare izotermă), teoretic tinde către zero.

În realitate, în cazul oțelurilor nealiate, Δt este aproximativ egal cu diferența dintre temperaturile de început și de sfîrșit de formare a martensitei : $\Delta t = M_s - M_f$. În aceste condiții, este posibil de imaginat definirea unui „coeficient de bruschețe și intensitate”, $K_{(\tau+i)}$ al procesului de durificare prin operații termofizice, care s-ar putea exprima prin raportul dintre valoarea saltului de concentrație Δc (de preferință exprimată în unități naturale, de atomi sau molecule la sută) și valoarea saltului de temperatură Δt, în grade Celsius, între limitele căruia se produce separarea :

$$K_{(\tau+i)} = \Delta c / \Delta t$$

Pe baza acestor considerații este posibil să se aprecieze cu anticipație, numai prin examinarea diagramei de echilibru a sistemului de care aparține aliajul în cauză, posibilitățile și intensitatea probabilă a realizării unor efecte de durificare prin procese termofizice.

La reîncălzirea progresivă a structurilor martensitice, matricea se dilată și tensiunile interne, esențiale pentru durificare, scad progresiv, prin

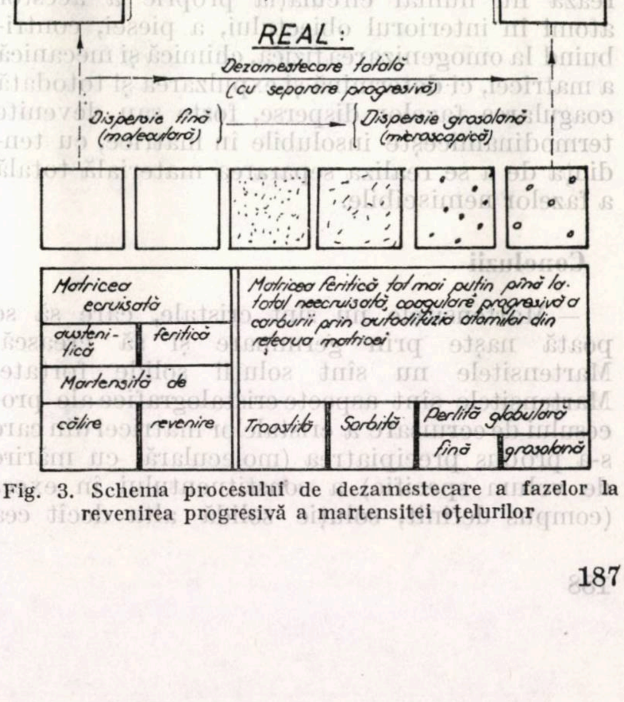

IDEAL:
Soluție solidă omogenă
Dezamestecare totală cu separare totală
Carbură
ferită
REAL:
Dezamestecare totală (cu separare progresivă)
Dispersie fină (moleculară)
Dispersie grosolană (microscopică)
Matricea ecruisată
austenitică
feritică
Martensită de
călire
revenire
Matricea feritică tot mai puțin pînă la total neecruisată, coagulare progresivă a carburii prin autodifuzia atomilor din rețeaua matricei
Troostită
Sorbită
Perlită globulară
fină
grosolană

Fig. 3. Schema procesului de dezamestecare a fazelor la revenirea progresivă a martensitei oțelurilor

revenirea atomilor ecruisaţi în poziţiile lor de echilibru, în timp ce precipitatul, iniţial în dispersie moleculară, suferă un proces de aglomerare progresivă în unităţi tot mai mari, proces de dezamestecare a fazelor, realizat prin autodifuzia atomilor matricei de bază, care expulzează precipitatul ca pe un corp străin. Rezultă pe această cale aspectele structurale de tranziţie, care se deosebesc între ele esenţial prin gradul de dispersie, tot mai grosolan, al precipitatului (fig. 3), al carburii în cazul oţelurilor.

Coagularea carburilor din oţelurile călite se explică în consecinţă prin autodifuzia atomilor de fier şi nicidecum prin disocierea carburilor fine şi difuzia carbonului, care este un proces de omogenizare şi, ca atare, nu poate fi pus la contribuţie pentru a explica coagularea carburilor, care este un proces de dezomogenizare. Mecanismul : disocierea carburilor mici în fier şi carbon, difuzia carbonului către carburile mari, reconstituirea din acest carbon a carburii, lipite acum de carbura mare, nu este acceptabil.

Trebuie arătat că sub forma cea mai generală — după părerea autorului — la reîncălzirea progresivă, fazele înalt disperse, precipitate din soluţii solide, coagulează — nu prin dizolvarea-disocierea particulelor mici şi migraţia, prin difuzie, a componentelor principale ale acestora, către particulele mari, unde faza precipitată iniţial se reconstituie, mărind şi mai mult particulele mari de care se lipesc — ci că, din contră, coagularea se realizează prin autodifuzia atomilor matriciali ai aliajului, care expulzează ca pe un corp străin particulele, şi mici şi mari ale fazei disperse insolubile, particule care, ciocnindu-se între ele întîmplător, nu ricoşează (fiind de aceeaşi natură), ci se contopesc datorită forţelor superficiale ale acestora (care intervin abia în faza finală a procesului) — realizîndu-se dispersii tot mai grosolane.

Autodifuzia atomilor din matrice, agitaţia lor termică crescătoare odată cu temperatura, uşurează nu numai circulaţia proprie a acestor atomi în interiorul obiectului, a piesei, contribuind la omogenizarea fizică, chimică şi mecanică a matricei, ci determină şi expulzarea şi totodată coagularea fazelor disperse, foste sau devenite termodinamiceşte insolubile în matrice, cu tendinţa de a se realiza separarea materială totală a fazelor nemiscibile.

Concluzii

— Martensitele nu sînt cristale, care să se poată naşte prin germinare şi să crească. Martensitele nu sînt soluţii solide forţate. Martensitele sînt aspecte cristalografice ale procesului de ecruisare a cristalelor matricei din care s-a produs precipiatrea (moleculară, cu mărire de volum specific) a constituentului în exces (compus definit, soluţie solidă alta decît cea de bază, metal pur) — în condiţiile unui salt de concentraţie important realizat într-un interval de temperatură îngust, specific aliajelor în care sînt posibile transformări eutectoide, izoterme — această precipitare fiind însoţită de ecruisarea şi microfisurarea difuză a matricei, procese care încep la limita de cristal (în virtutea faptului că efectul de călire începe totdeauna de la periferia piesei, de unde se întinde spre centru) şi se propagă autocatalitic, exploziv, pînă la limita opusă a cristalului primar, unde zona de perturbaţii intercristaline (goluri, impurităţi, incoherenţă structurală) determină o frînare, o oprire provizorie, procesul reiniţiindu-se la limitele cristalului următor. Ceea ce — la formarea aspectului structural martensitic—germinează şi creşte, nu este cristalul de martensită, care nu există, ci deformarea, ecruisarea vechilor cristale ale matricei.

— Cu cît cristalul primar este mai fin, cu atît frînarea propagării exploziei de la periferie spre centru este mai intensă. Procesul de călire, începînd totdeauna la periferia pieselor, se poate înţelege acum de ce oţelurile cu grăunte ereditar fin prezintă o pătrundere mică a efectului de călire, şi invers.

— Aspectul cristalografic martensitic nu este un monopol al oţelurilor nealiate, ci se întîlneşte în structura călită a tuturor aliajelor (numeroase), care au în diagrama lor transformări eutectoide, ca exemplu tipic bronzurile de aluminiu.

— Posibilitatea de durificare şi intensitatea durificării aliajelor prin operaţii termofizice se pot evalua pe diagrama de echilibru a sistemului de aliaje respectiv în primul rînd prin aprecierea naturii procesului de precipitare (izoterm sau neizoterm), apoi în funcţie de mărimea saltului de concentraţie realizabil la călire şi în funcţie de mărimea intervalului de temperatură în care se produce precipitarea, fiind posibilă formularea definiţiei unui „coeficient de bruscheţe şi intensitate" a procesului de durificare prin operaţii termofizice, avînd ca expresie tocmai raportul acestor două mărimi.

— La reîncălzirea progresivă a martensitelor se produce o scădere progresivă a gradului de ecruisare a matricei, manifestarea progresivă a recristalizării nefazice şi coagularea progresivă a precipitatului care a produs ecruisarea. Coagularea are loc printr-un proces de expulzare din matrice, prin autodifuzia atomilor acesteia (şi nu prin disocierea, difuzia şi regenerarea pe lîngă particulele mai grosolane) a particulelor fine. Coagularea, stimulată de creşterea temperaturii şi a frecvenţei defectelor de reţea, creează succesiv aspectele structurale de tranziţie şi proprietăţile aferente — aşa-zisele structuri de revenire.

— Autodifuzia atomilor din matrice are un rol deosebit de important atît în omogenizarea fizică, chimică şi mecanică a matricei, cît şi pentru expulzarea din matrice, coagularea fazelor disperse insolubile în matrice. Coagularea nu constă într-un proces complex de disociere, difuzie și reconstituire a particulelor mici pe lîngă particulele mai mari. Coagularea constă din contră, într-un proces simplu, de dezamestecare a fazelor devenite insolubile și se realizează prin mobilizarea tuturor particulelor, mici sau mari ale fazei disperse. Această mobilizare este datorată agitației termice a atomilor matricei și este ușurată de frecvența mărită a defectelor de rețea. Mobilizarea conduce la ciocniri întîmplătoare și la contopirea particulelor disperse mici sau mari, contopirea realizîndu-se pe baza forțelor superficiale respective — cu tendința de a se realiza separarea fizică totală a fazelor.

— Toate observațiile, referitoare la aspectele structurale martensitice și la celelalte aspecte structurale de tranziție ale oțelurilor, se aplică în mod rațional la studiul aspectelor corespunzătoare ale oricăror aliaje în care apar asemenea aspecte.

BIBLIOGRAFIE

[1] Wanyorek, C. *Unele observații asupra termodinamicii transformărilor care au loc la călirea aliajelor feroase și neferoase.* În : Metalurgia, nr. 4, 1968.

[2] Wanyorek, C. *Condsiderații asupra proceselor fizice care au loc la călirea aliajelor feroase și neferoase.* În : Metalurgia, nr. 8, 1967.

[3] Wanyorek, C. *Structura tetragonal-volumcentrată a fierului gama (austenitei) și precizarea succesiunii transformărilor — alotropică și de precipitare — în timpul formării aspectelor structurale de tranziție la călirea aliajelor fier-carbon (aliaje cu transformări eutectoide).* În : Metalurgia, nr. 9, 1976.

[4] Wanyorek, C. *Tratamente temice.* Curs și laborator. Editura Universității din Brașov, 1975.

[5] * * * *Manualul chimistului.* Editura Agir, 1948, vol. I., p. 835.

[6] Wanyorek, C. *Reflectarea progreselor teoriei și practicii tratamentelor termice în terminologia specialității.* În: Metalurgia, nr. 6, 1972.

[7] * * * *Metals Handbook, American Society for Metals.* Cleveland, Ohio, 1948, p. 263.

DODUMENTARE

Țevi din oțel expandate

La Universitatea metalurgică din Dnepropetrovsk—U.R.S.S., s-a dezvoltat un nou procedeu pentru expandarea țevilor din oțel cu diametru mare. Prin noul procedeu se înlătură toate dezavantajele procedeelor utilizate în prezent (turnare centrifugă cu dilatare ulterioară, cu ajutorul presiunii apei sau al energiei prin explozie). În interiorul eboșei închise ermetic și încălzite se introduce apă, care se transformă în aburi. Prin vaporizare volumul apei se mărește de ×1 000, iar pereții semifabricatului se presează de pereții interiori ai matriței. Deoarece eboșa se încălzește pînă la stadiul de deformare plastică, nu este necesară o presiune mai mare de 150—200 bar. Apa care se transformă în abur fierbinte nu răcește brusc eboșa.

Este proiectată construcția unei instalații pentru țevi cu diametrul pînă la 1 400 mm, la noul laminor de țevi din Taganrog. Cu ajutorul instalației se vor fabrica țevi de pînă la 3000 mm lungime. Un alt proiect prevede fabricarea țevilor de 1,5 m diametru și 8 m lungime. Pentru fiecare țeavă sînt necesari 250 l apă care trebuie pulverizată într-un timp scurt (50 l/s). Apa se preîncălzește la 350°C. În contact cu pereții încălziți apa se transformă în aburi de cca 700°C. Tehnologii și cercetătorii caută alte domenii de utilizare a acestui procedeu. Modificînd forma interioară a matriței se pot obține semifabricate pentru osii tubulare, cochile profilate pentru turnare și carcase pentru armături de conducte.

(În : *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 25/26, 1979, p. 1514*)

Un nou combinat de alumină în Brazilia

Două societăți americane, Alcoa și Hanna Mining Co., vor construi un combinat de aluminiu în Brazilia. Această investiție, în valoare de 765 mil. $, va permite într-o primă fază construirea unei uzine de aluminiu de 100 000 t/an și a unei uzine de laminate plate din aluminiu de 125 000 t/an.

A doua fază a programului, care va depinde de succesul primei, prevede extinderea capacității instalațiilor de producție pentru bauxită, aluminiu brut și produse prelucrate.

(În : *Revue de l'Aluminium, Franța, nr. 488, oct. 1979, p. 390—391*)

Instalație de turnare continuă a aluminiului în cîmp magnetic

Aluminiumhütte Rheinfelden GmbH (grupul Alusuisse) a dat în exploatare la Rheinfelden (R.F.G.) o instalație de turnare continuă în cîmp magnetic. Acest procedeu se bazează pe un brevet sovietic achiziționat și perfecționat de Alusuisse. Metalul ia forma inductorului fără a veni în contact cu acesta, acest fapt permițînd obținerea de plăci și țagle avînd o stare a suprafeței remarcabilă, chiar în cazul unui aluminiu bogat aliat.

(În : *Revue de l'Aluminium, Franța, nr. 488, oct., 1979, p.289*)

Criterii de apreciere a calităţii produselor din aliaje de aluminiu deformabile

Dr. ing. N. Atanasiu
Institutul politehnic — Bucureşti

CZ : 539.4/.5 :669.715

Practica inginerească de dimensionare şi verificare a construcţiilor tehnice are la bază analiza stării de tensiune în comparaţie cu criteriile fenomenologice ale stărilor limită aşa-numite criterii de rezistenţă. Odată cu dezvoltarea noilor construcţii tehnice de mare performanţă, cum sînt instalaţiile nucleare electrice, construcţiile aeronautice, navale, petrochimice şi altele, pertinenţa acestor criterii în multe cazuri este limitată.

Limitările criteriilor tradiţionale de rezistenţă a materialelor se datorează faptului că ele se bazează pe modelul mediului continuu, neţinînd seamă de discontinuităţile fizice din materialele tehnice.

Discontinuităţile fizice pot exista în materiale sub formă de fisuri sau pot să nucleeze în timpul solicitărilor prin diferite mecanisme (clivare, rupere ductilă, tranziţie ductil-fragil).

Pentru realizarea în condiţii de siguranţă a unei construcţii tehnice este foarte important ca materialul, chiar în condiţiile iniţierii unei fisuri, să aibă rezistenţă suficientă la propagarea fisurii, iar proiectantul să poată evalua apriori această comportare a materialului în serviciu.

Se cunoaşte că unele caracteristici de rezistenţă cum sînt : limita de curgere, rezistenţa la rupere şi rezistenţa la oboseală, precum şi limita de elasticitate se determină relativ simplu prin încercări obişnuite pe fiecare lot de fabricaţie.

Modulele de elasticitate şi de rigiditate, precum şi coeficientul de contracţie transversală sînt constante de material, indicate în literatura de specialitate.

Totuşi unele caracteristici importante ale materialelor cum sînt : rezistenţa la propagarea fisurilor sub sarcină constantă sau sub acţiunea solicitărilor variabile, rezistenţa la coroziune sub sarcină, rezistenţa la oboseală şi la fluaj nu pot fi determinate prin încercări simple. Cu toate acestea, cunoaşterea lor prezintă o importanţă deosebită în aprecierea calităţii materialelor, întrucît în timpul funcţionării maşinilor se pot produce ruperi (de piese sau în structuri) la solicitări mecanice mult mai scăzute decît cele determinate prin încercări statice de rezistenţă.

În lucrarea de faţă, descrierea comportării în serviciu a aliajelor de aluminiu deformabile în funcţie de dimensiunile piesei şi de caracteristicile regimului de funcţionare se va face cu metodele mecanicii ruperilor.

— Rezistenţa la propagarea fisurii în aliajele de aluminiu studiate se va descrie cu ajutorul criteriului K_{IC} avînd expresia (fig. 1) :

$$K_{IC} = \sigma\sqrt{\pi \cdot a} \qquad (1)$$

unde : K_{IC} este factorul critic de intensitate a eforturilor unitare, constituind o proprietate a fiecărui material ;

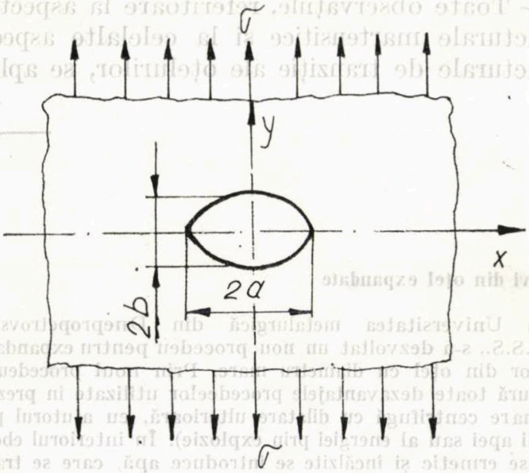


Fig. 1. Forma geometrică a fisurii de formă eliptică, pătrunsă pe toată grosimea plăcii

σ — efort unitar normal ; a — jumătatea lungimii fisurii care provoacă ruperea fragilă sub efortul unitar.

Criteriul de tenacitate K_{IC} poate fi aplicat numai în cazurile în care starea de eforturi unitare din zona adiacentă fisurii este preponderent elastică în stadiul iniţierii propagării fisurii. Aceste condiţii sînt îndeplinite de aliajele de aluminiu, întrucît ele prezintă o capacitate mică de deformare în stadiul premergător ruperii, adică au raportul R_p/R_m apropiat de unitate.

De asemenea, la aplicarea criteriului K_{IC} pentru descrierea rezistenţei la propagare trebuie să se respecte o anumită geometrie, adică grosimea epruvetei t şi lungimea fisurii a trebuie să fie sub valoarea de 2,5 $(K_{IC}/R_m)^2$. Valorile raportului K_{IC}/R_m pentru unele aliaje de aluminiu în diferitele stări, în comparaţie cu alte materiale, se prezintă în tabelul 1.

În cazul aliajelor din grupele Al—Cu—Mg şi Al—Zn—Mg—Cu tenacitatea K_{IC} este influenţată de elementele de aliere. Astfel, zincul şi într-o măsură mai însemnată magneziul au ten-

Tabelul 1

Rezistenţa statică la propagarea fisurii

Denumirea materialului	Starea	Rezistenţa la rupere, daN/mm²	K_{IC}, N/mm$^{3/2}$	$\frac{K_{IC}}{R_m}$ $\sqrt{\text{mm}}$	$\left(\frac{K_{IC}}{R_m}\right)^2$ mm
Oţel maraging	—	188	400	2,1	4,5
Aliaj de titan	recopt	100	280	2,8	7,5
Aliaje de aluminiu: — laminate AlCu4Mg1	T_4	45	140	3,1	9,6
AlCu4SiMg	T_6	50	125	2,5	6,3
AlZn5Mg2Cu2	T_7	50	105	2,1	4,3
— extrudate AlCu4SiMg	T_6	56	170	3,0	9,0

dinţa de a mişcora K_{IC}. Siliciul sub formă de Mg_2Si are tendinţa de a micşora caracteristicile de rezistenţă (R_p şi R_m), împiedicînd în acest fel combinarea magneziului cu zincul în compuşi care au o rezistenţă ridicată. Sub formă de constituenţi intermetalici, siliciul are tendinţa de a reduce tenacitatea. Fierul determină o reducere însemnată a tenacităţii, îndeosebi prin apariţia fazei intermetalice fragile Al_2Cu_2Fe.

Prin urmare tenacitatea K_{IC} la aliajele de aluminiu poate fi majorată într-o proporţie însemnată prin reducerea constituenţilor insolubili în aliajul solidificat.

Sub aspect microstructural, iniţierea ruperii la aliajele de aluminiu sub sarcină constantă se produce prin nucleerea microcavităţilor pe suprafeţele interne libere, determinate de limitele dintre particulele intermetalice şi matricea metalică, ruperea propagîndu-se în continuare prin coalescenţa microcavităţilor.

În figura 2 la mărire ×6 000 este reprezentată topografia suprafeţei de rupere ductilă în cazul aliajului Al–Cu–Mg extrudat şi recopt. Se observă procesul de iniţiere a microcavităţilor pe precipitate. Prin formarea microcavităţii, precipitatul se află „pierdut'' în matrice.

În figura 3 la mărire ×1 000, tot în cazul aliajului Al–Cu–Mg, se observă formarea fisurii pe aglomerări de precipitate, iar în figura 4 la mărirea ×1 000 se văd cratere alungite de circa 30 μ, care s-au format prin procesul de coalescenţă a microgolurilor. În figura 5 la mărire ×5000 se observă grupări de microcavităţi pe limita grăuntelui şi precipitate de dimensiuni mari.

În cazul solicitărilor variabile, nucleerea fisurilor este precedată de o ecruisare globală, care la nivel macroscopic se manifestă prin lărgirea ariei buclei de histeresis în coordonate $\sigma - \varepsilon$.

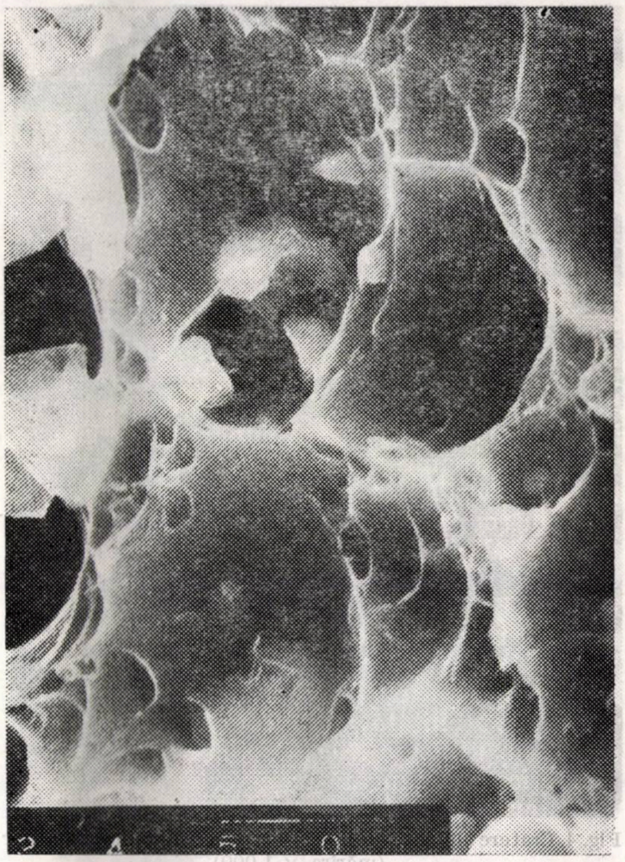


Fig. 2. Iniţierea microcavităţilor pe precipitate de dimensiuni mici în cazul aliajului AlCu4Mg1 (mărire × 6 000)

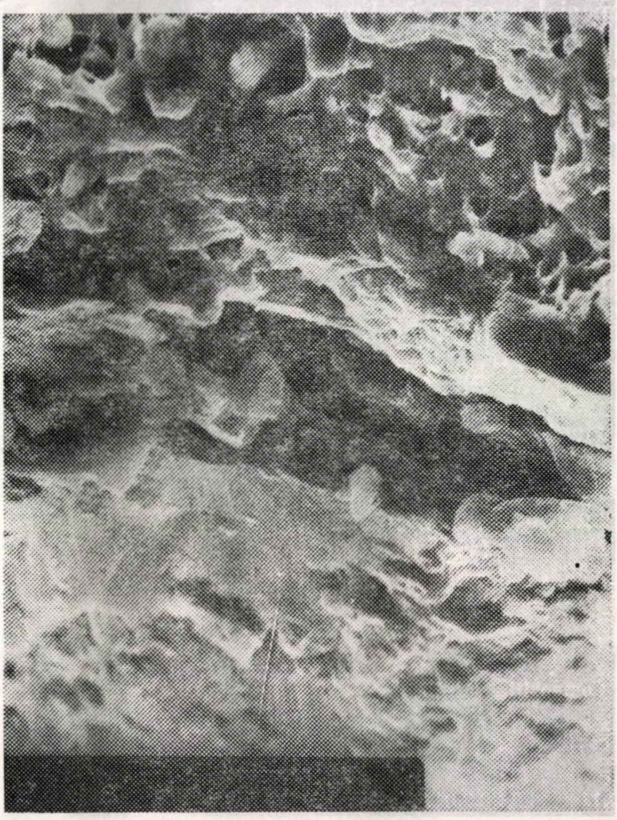


Fig. 3. Coalescenţa microcavităţilor pe şiruri de precipitate ; aliajul AlCu4Mg1 (mărire × 3 000)

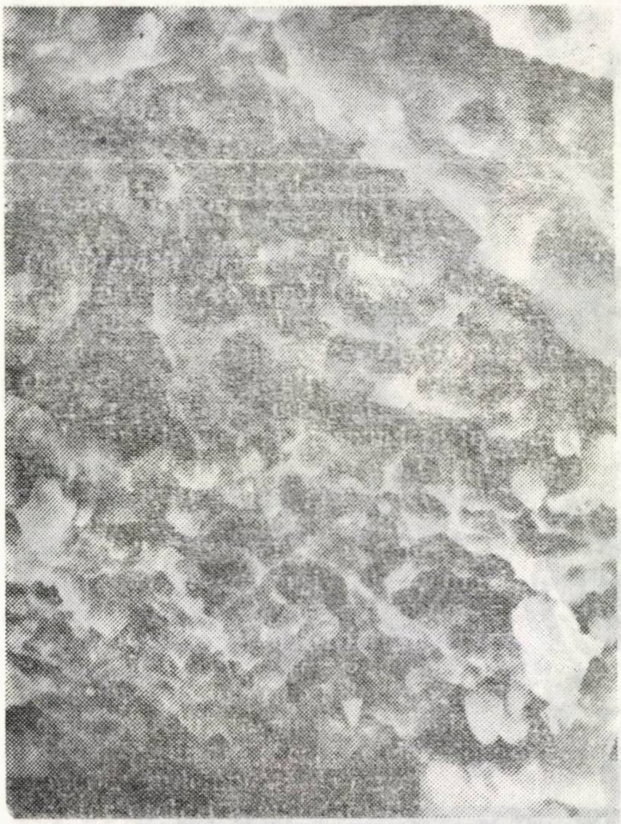


Fig. 4. Cratere alungite formate prin coalescenţa microgolurilor (mărire × 1 000)

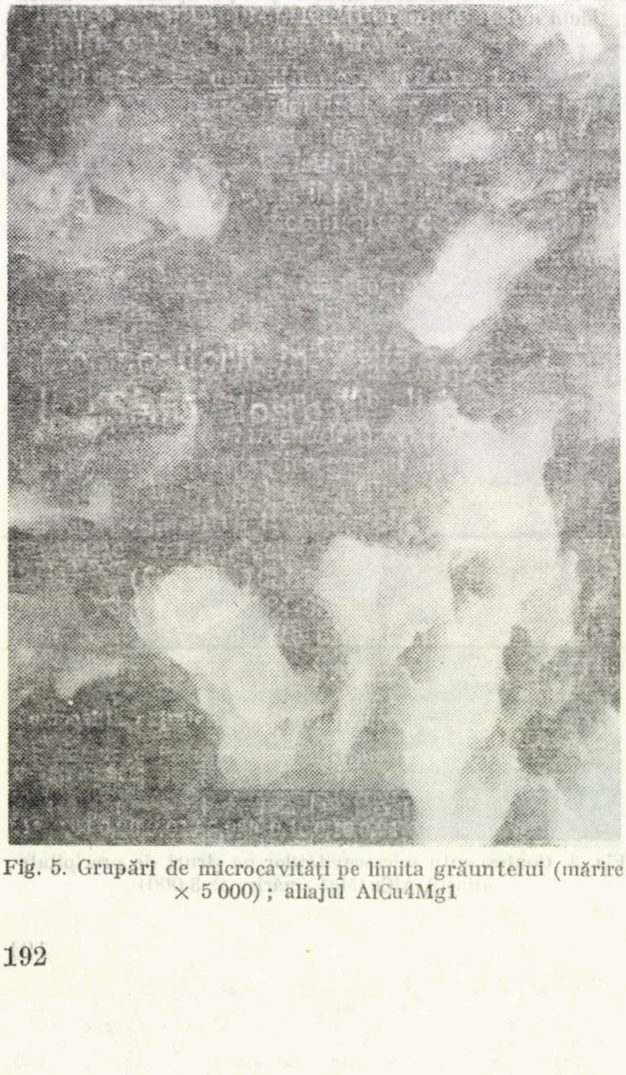


Fig. 5. Grupări de microcavităţi pe limita grăuntelui (mărire × 5 000) ; aliajul AlCu4Mg1

Propagarea fisurii nucleate are loc în două stadii. Astfel, în stadiul *I* se produce o extensiune a procesului de nucleere în benzile de alunecare unde acţionează efortul unitar tangenţial, iar în stadiul *II* fisura se propagă după o direcţie perpendiculară pe direcţia efortului unitar normal maxim. În acest stadiu viteza de propagare a fisurilor variază în limite largi (10^{-5} mm/ciclu — 10^{-2} mm/ciclu) în funcţie de intensitatea solicitării.

Viteza de propagare a fisurii în stadiul *II* poate fi corelată cu factorul de intensitate a eforturilor unitare printr-o relaţie de forma :

$$\frac{da}{dn} = D(\Delta K)^m \tag{2}$$

unde ΔK este factorul de intensitate a efortului unitar normal corespunzător solicitării maxime σ_{max} şi minime σ_{min} (fig. 6) :

$$\Delta K = (\sigma_{max} - \sigma_{min}) \sqrt{\pi \beta a} \tag{3}$$

în care : β reprezintă corecţia pentru dimensiunile finite ale piesei cu fisuri.

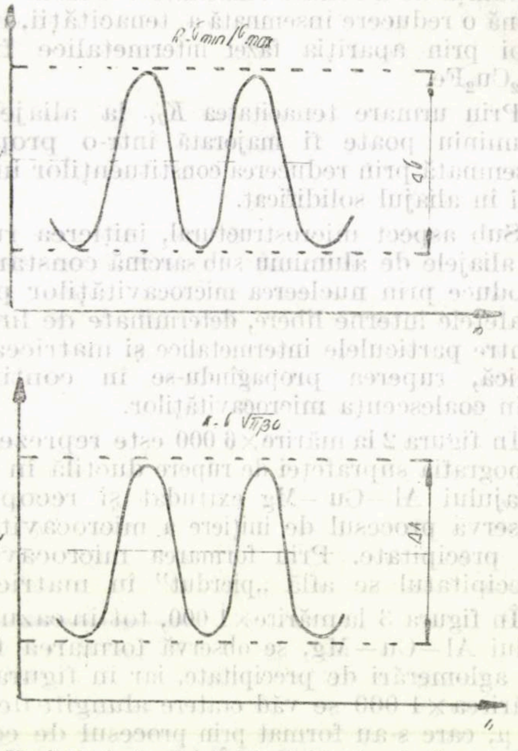


Fig. 6. Variaţia factorului de intensiate a tensiunii corespunzătoaror solicitării maxime σ_{max} şi minime σ_{min}

În expresia (2) *D* este o constantă de material, iar *m*—parametrul care pentru viteze de propagare cuprinse între 10^{-6} şi 10^{-1} mm/ciclu are valoarea 4, fiind independent de natura solicitării.

Între constanta D și parametrul m există o corelație de forma:

$$D = A \cdot B^{-m} \qquad (4)$$

În cazul aliajelor de aluminiu $A = 0{,}63$ și $B = 280$.

În figura 7 este reprezentată corelația dintre constanta D și parametrul m după relația (2) liniarizată prin logaritmare, iar în figura 8 este reprezentată variația factorului de intensitate ΔK cu raportul da/dn potrivit aceleiași relații.

Propagarea fisurii în stadiul *II* este influențată de o serie de factori, printre care se menționează: efortul unitar mediu, microstructura, temperatura, mediul corosiv și solicitările cu variația complexă.

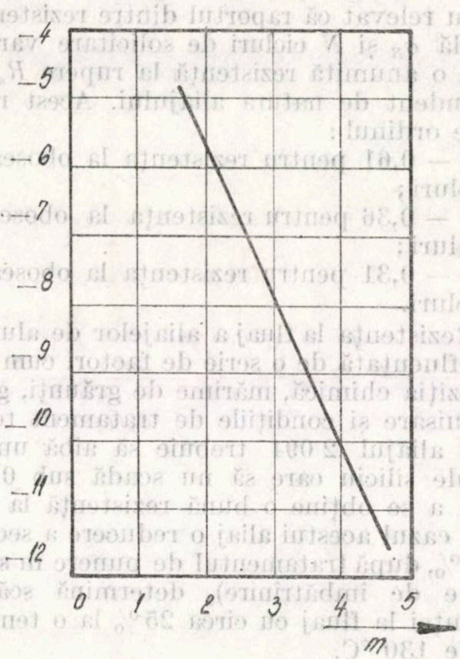


Fig. 7. Corelația dintre constanta D și parametrul m, după relația (2) (Koshiga și Kawahara, 1974)

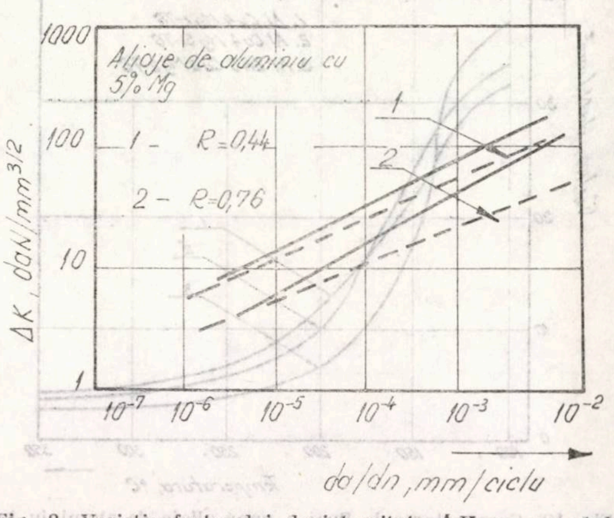


Fig. 8. Variația factorului de intensitate ΔK cu raportul da/dn după relația (2) (Kang și Liu, 1974)

Viteza e propagare crește odată cu sporirea efortului unitar maxim de tracțiune, respectiv odată cu creșterea coeficientului $R(R = \sigma_{min}/\sigma_{max})$ în cazul aceleiași amplitudini de solicitare.

Datele experimentale relevă că la aliajele de aluminiu lungimea critică a fisurii la apariția ruperii finale scade pe măsură ce crește efortul unitar maxim aplicat.

La aliajele de aluminiu, microstructura influențează într-o măsură neînsemnată viteza de propagare a fisurii, astfel că aceasta se corelează bine cu variația factorului de intensitate a efortului unitar (ΔK) și cu parametrii care descriu proprietățile plastice sau caracteristicile de rupere.

Viteza de propagare a fisurilor este puțin influențată la temperaturi mai mici decît jumătate din temperatura de topire în K. Prin ridicarea temperaturii are loc pierderea ductilității prin îmbătrînire, fapt ce accelerează propagarea fisurilor. La temperaturi ridicate frontul de propagare a fisurilor se desfășoară la limitele grăunților, a căror rezistență scade prin efectul activat termic de condensare a vacanțelor în cavități.

Experimentările efectuate au relevat că în mediile corosive centrele de nucleere a fisurilor sînt mult mai numeroase decît în atmosferă sau în vid. Ca efect exclusiv determinat de coroziune se formează primele microcavități în benzile de alunecare, datorită faptului că deformația plastică determină reducerea potențialului de electrod și deci tendința de coroziune sporită a regiunilor deformate plastic față de cele învecinate.

La aliajele de aluminiu prezența vaporilor de apă pînă la un nivel de 40% umiditate relativă determină o sporire însemnată a vitezei de propagare a fisurilor. La un nivel mai ridicat de umiditate, aceasta nu mai influențează viteza de propagare datorită condensului care se formează la vîrful fisurii.

La solicitările cu variație complexă, cînd intensitatea solicitărilor variază de la un ciclu la altul, se observă o întîrziere a propagării fisurii imediat după solicitare, viteza crescînd apoi treptat la valoarea pe care a avut-o inițial. Această întîrziere se explică prin formarea tensiunilor reziduale de compresiune din zona plastică, indusă la suprasolicitare.

La aliajele de aluminiu din grupa Al—Cu—Mg, întîrzierea la propagarea fisurii se poate descrie cu o relație de forma (fig. 9):

$$\frac{da}{dn} = C[(0{,}5 + 0{,}4R)\,\Delta K]^m \qquad (5)$$

— Rezistența la fisurarea corosivă sub tensiune este un factor foarte important, îndeosebi în industria aeronautică. Aliajele de aluminiu sînt sensibile la fisurarea corosivă sub tensiune într-o formă largă de medii agresive: vapori de apă, apă de mare, soluţii $NaCl$, $CaCl_2$, $MgCl_2$, $NaNO_3$, Na_2CO_3 şi altele.

Fisurarea corosivă sub tensiune se poate dezvolta transgranular, fiind asociată cu deteriorarea filmului superficial protector, determinată de ieşirea la suprafaţă a dislocaţiilor care se deplasează sub acţiunea sarcinii aplicate.

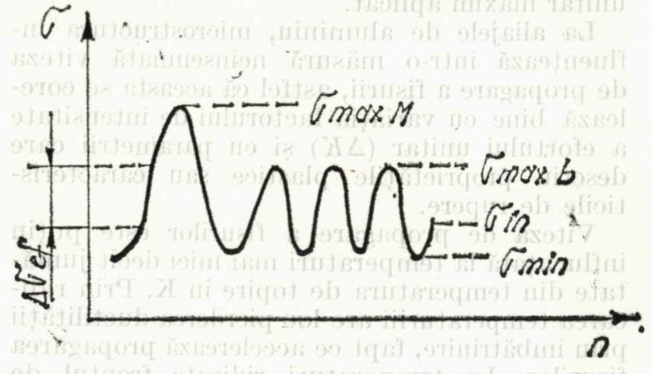


Fig. 9. Propagarea fisurii sub acţiunea solicitărilor cu variaţia complexă:
σ_{max} — suprasolicitarea; σ_{in} — tensiunea de încărcare; $\Delta\sigma_{ef} = \sigma_{max} - \sigma_{min}$

De asemenea, poate avea loc fisurarea intergranulară provocată de un atac chimic rapid de-a lungul suprafeţei limită a grăunţilor şi la concentrarea eforturilor unitare normale în planele care marchează limita grăunţilor.

Comportarea la fisurarea corosivă sub tensiune a aliajelor de aluminiu, îndeosebi a celor cu rezistenţa mecanică ridicată, este influenţată de tratamentul termic de călire şi de îmbătrînire.

Datele experimentale indică că pentru a se obţine o rezistenţă ridicată la coroziune sub tensiune este necesar ca după tratamentul de punere în soluţie viteza de călire trebuie să fie de circa 500 °C/s pentru aliajul AlCu4Mg1 starea T4 şi de 150 °C/s pentru aliajul AlZn5Mg2Cu2.

Tratamentul termic de îmbătrînire determină creşterea susceptibilităţii la coroziunea intergranulară. Aliajele de aluminiu din grupa Al—Zn—Mg—Cu pot deveni insensibile la fisurarea corosivă sub tensiune prin aplicarea unui tratament de îmbătrînire în două etape. Temperatura de încălzire din etapa a doua trebuie să fie mai ridicată (circa 190°C) decît cea din prima etapă.

— Rezistenţa la oboseală la aliajele de aluminiu, ca de altfel şi la alte materiale metalice, nu este o mărime unică, ci poate lua o infinitate de valori, funcţie de o serie de factori.

Astfel rezistenţa la oboseală depinde de tipul solicitărilor şi anume: întindere-compresiune, încovoiere şi răsucire, precum şi de o serie de alţi factori: structura aliajului, starea suprafeţei produselor, coroziunea chimică.

Discontinuităţile fizice, incluziunile nemetalice şi constituenţii eutectici au un efect defavorabil asupra oboselii aliajelor. Un efect similar se observă şi la produsele ecruisate prin operaţia de întindere.

Direcţia fibrelor realizate prin forjare, extruziune, tragere etc. influenţează comportarea la oboseală şi anume: în direcţie longitudinală, aliajele de aluminiu se comportă mult mai bine decît pe direcţie transversală.

Starea suprafeţei produselor influenţează rezistenţa la oboseală datorită următoarelor considerente: la suprafaţa materialului se produc eforturi unitare maxime, suprafaţa prezintă rizuri şi zgîrieturi datorită prelucrărilor aplicate.

Comportarea la oboseală este influenţată defavorabil dacă aliajele de aluminiu funcţionează în medii corosive şi în special dacă sînt supuse la solicitări variabile.

Încercările la oboseală efectuate asupra aliajelor AlCu4Mg1 şi AlZn5Mg2Cu2 în diferite stări au relevat că raportul dintre rezistenţa la oboseală σ_R şi N cicluri de solicitare variabile pentru o anumită rezistenţă la rupere R_m este independent de natura aliajului. Acest raport este de ordinul:

0,52 — 0,61 pentru rezistenţa la oboseală la 10^5 cicluri;

0,31 — 0,36 pentru rezistenţa la oboseală la 10^7 cicluri;

0,26 — 0,31 pentru rezistenţa la oboseală la 10^8 cicluri.

— Rezistenţa la fluaj a aliajelor de aluminiu este influenţată de o serie de factori cum sînt: compoziţia chimică, mărime de grăunţi, gradul de ecruisare şi condiţiile de tratament termic. Astfel, aliajul 2 094 trebuie să aibă un conţinut de siliciu care să nu scadă sub 0,15 %, pentru a se obţine o bună rezistenţă la fluaj. Tot în cazul acestui aliaj o reducere a secţiunii cu 3,5 %, după tratamentul de punere în soluţie (înainte de îmbătrînire), determină scăderea rezistenţei la fluaj cu circa 25 % la o temperatură de 130 °C.

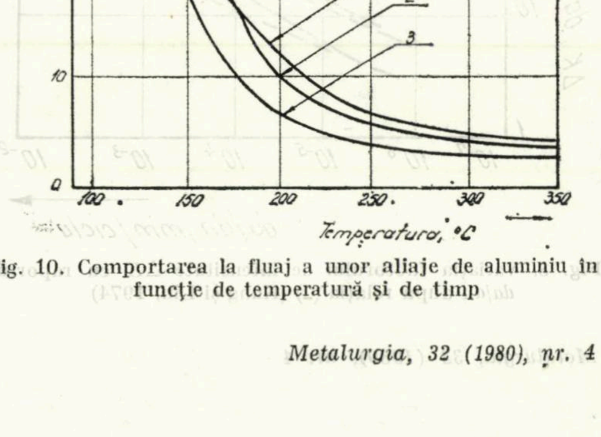


Fig. 10. Comportarea la fluaj a unor aliaje de aluminiu în funcţie de temperatură şi de timp

În figura 10 este reprezentată comportatea la fluaj a unor aliaje de aluminiu în domeniul de temperaturi 100–130°C pentru o durată de 100 h.

Concluzii

— Microfractografiile executate cu ajutorul unui microscop electronic cu baleiaj au relevat că microcavitățile în aliajele de aluminiu nucleează pe precipitate sau incluziuni.

— Existența unor aglomerări de precipitate sau incluziuni mai mari în matricea metalică favorizează formarea de fisuri în materialul solicitat.

— Viteza de propagare a fisurilor în material este funcție de efortul unitar maxim și anume viteza crește odată cu sporirea solicitării.

— Aliajele de aluminiu se fisurează corosiv, transgranular sau intergranular cu atît mai rapid cu cît sarcina aplicată este mai accentuată.

— Mediile corosive influențează defavorabil comportarea la oboseală a aliajelor de aluminiu, îndeosebi la solicitări variabile.

BIBLIOGRAFIE

[1] Atanasiu, N. ș.a. *Cercetări microfractografice privind mecanismul ruperii ductile la aliajele de aluminiu deformate plastic.* În : Metalurgia, nr. 7, 1977, p. 346–355.

[2] Atanasiu, N. *Cercetări microfractografice privind influența procesului deformării plastice asupra ruperii ductile a duraluminiului.* În : Metalurgia, nr. 8, 1978, p. 405–414.

[3] Atanasiu, N. și Teodosiu, C. *Cercetări privind deformabilitatea unor aliaje de aluminiu determinate cu ajutorul încercării la răsucire.* În : Construcția de Mașini, nr. 10, 1977, p. 534–538.

[4] Atanasiu, N. și Teodosiu, C. *Cercetări privind comportarea la deformarea plastică la rece a aliajelor de aluminiu.* Buletinul Institutului politehnic—București, Secția mecanică, nr. 2, 1978, p. 95–104.

[5] Cioclov, D. *Mecanica ruperii materialelor.* București, Editura Academiei R. S. România, 1977.

[6] Briant, A. J. *Metallurgical factors affecting the control of mechanical properties in high-strength aluminium alloys.* În : Alluminio, nr. 5, 1977, p. 228–243.

[7] Develey, R. *Criteria for the testing and selection of high-strength aluminium alloys for the aircraft industry.* În : Metals and Materials, septembrie, 1972, p. 404–410.

◆

DOCUMENTARE

Capacitatea de producție pentru aluminiu a Australiei în perioada 1985–1990

Conform unui raport guvernamental, capacitatea de producție pentru aluminiu ar putea ajunge la 1,2 Mt/an în cursul perioadei 1985–1990. În prezent, industria australiană produce numai 257 000 t/an aluminiu, adică sub 2% din capacitatea mondială de electroliză.

Noua capacitate de 1,2 Mt/an prevăzută pentru 1985–1990 este alcătuită din :

— capacitatea actuală a uzinelor, 257 000 t/an
— extinderi de capacitate ale uzinelor existente, 102 000 t/an
— capacitatea noilor uzine propuse, 501 000 t/an
— capacitatea uzinelor proiectate în stadiu de studii de fezabilitate 340 000 t/an

1 200 000 t/an

(În : *Revue de l'Aluminium, Franța, nr. 488, oct., 1979, p.391*)

Noutăți privind producția de roți turnate din aluminiu

Grupul Montupet (Franța), cel mai important producător european de produse turnate din aluminiu, și Siidrad GmbH (R.F.G.), al treilea producător vest-german de roți din tablă de oțel, au decis să se asocieze în vederea dezvoltării producției de roți turnate din aluminiu. Pînă la sfîrșitul anului 1979 a fost prevăzută crearea unei filiale comune, denumită Südrad-Montupet S.A., al cărei capital va fi deținut în proporție de 50 % de fiecare dintre cei doi parteneri. Această filială va asigura vînzarea roților și finanțarea activurilor destinate producției lor.

Uzina din Châteauroux a societății Fonderie de Precision-Virax a grupului Montupet, care produce acest gen de roți din 1973, va continua această producție pentru contul noii societăți. Datorită aportului în numerar al Südrad, capacitatea de producție ar trebui să treacă de la 500 la 1 000 roți/zi, începînd din 1980, apoi într-o a doua etapă, la 2 000 roți/zi.

Societatea Fratelli Pedrini Sarezzo produce în prezent 700 000 roți/an și este cel mai important furnizor de asemenea piese pentru nouă constructori de automobile din Europa. Societatea folosește un aliaj de aluminiu-siliciu (13 % Si) modificat cu sodiu.

(În : *Revue de l'Aluminium, Franța, nr. 488, oct. 1979, p.389*)

◆

Rezistivitatea electrică — parametru semnificativ pentru funcţia de contact electric şi indicator al gradului de sinterizare în pseudoaliajele wolfram-argint pentru contacte electrice

Ing. Maria Antoaneta Drossu,
ing. N. Panţiru, fiz. M. Anastasescu
şi chim. P. Roman

Institutul de cercetări pentru industria
electrotehnică — Bucureşti

CZ : 537.311.3 :669.2/.8.018

Complexitatea solicitărilor la care sînt supuse contactele electrice în timpul funcţionării, datorită rolului lor — de a închide circuite electrice deschise, preluînd conducerea curentului electric, respectiv de a redeschide circuite electrice închise, întrerupînd curentul electric — impune acestor materiale proprietăţi multiple şi variate : rezistivitate şi rezistenţă de contact mici, conductivitate termică şi temperatură de topire mari, stabilitate la coroziune şi eroziune, tendinţă mică la sudare. Această asociere favorabilă de proprietăţi nu o întruneşte nici unul din metalele sau aliajele clasice, fiecare prezentînd predominant una sau unele dintre proprietăţi. Realizarea unor materiale care să combine calităţile diferitelor metale, menţinîndu-le însă individualitatea proprietăţilor, constituie una din problemele importante ale electrotehnicii moderne. Soluţionarea acesteia — respectiv a problemei contactelor electrice — o asigură metalurgia pulberilor, capabilă să realizeze o gamă largă de pseudoaliaje, cu combinaţii optime de proprietăţi, potrivit cerinţelor impuse de specificul fiecărei utilizări.

Contactelor electrice pentru sarcini electrice mari li se cer : rezistenţă mare la ardere împotriva arcului electric care apare la cuplare, tendinţă mică de sudare, transfer mic de material (în cazul curentului continuu) şi conductivitatea electrică bună. Acestor cerinţe le fac faţă pseudoaliajele wolfram-argint, care asociază proprietăţilor caracteristice ale wolframului (temperatură de topire înaltă, eroziune scăzută, transfer mic de material, tendinţă mică de sudare, duritate mare) pe cele ale argintului (conductibilitate termică şi electrică foarte bune, rezistenţă de contact mică, oxidare mai lentă decît a wolframului), făcînd posibilă rezolvarea unui mare număr de probleme de comutaţie specială.

Wolframul şi argintul sînt practic insolubile unul în altul în stare lichidă şi solidă. Datorită acestui lucru, precum şi temperaturii foarte înalte de topire a wolframului, pseudoaliajele wolfram-argint se obţin numai prin metalurgia pulberilor. Funcţie de proporţia dintre wolfram şi agint, dictată de proprietăţile ce trebuie obţinute, respectiv de sarcina contactului electric în aparatul pe care-l echipează (contact principal sau contact de rupere), în obţinerea pseudoaliajelor wolfram-argint se aplică în mare unul din următoarele procedee :

— sinterizarea unor comprimate, realizate prin presarea unor amestecuri de pulberi de wolfram şi argint (plus, eventual, cantităţi mici de pulberi de nichel, cobalt sau fier, care să favorizeze sinterizarea), în proporţiile necesare, bine omogenizate, urmată de represare şi resinterizare ;

— infiltrarea cu argint a unor comprimate-schelet poroase din wolfram (porozitate corespunzătoare proporţiei de argint care trebuie asigurată), sinterizate sau nu în prealabil.

Desfăşurarea lucrărilor de cercetare. Se ştie că măsurările de rezistivitate electrică constituie un mijloc sensibil de detectare a variaţiilor în structura unui ansamblu de particule, la fel ca măsurările proprietăţilor mecanice, magnetice şi permeametrice. Dealtfel, ele au fost utilizate încă de multă vreme pentru urmărirea modificărilor ce au loc în structura unui compact de pulbere metalică în raport cu presiunea aplicată, precum şi în timpul proceselor de sinterizare.

Cercetările, ale căror rezultate vor fi expuse, au avut drept scop urmărirea evoluţiei procesului de sinterizare a unui pseudoaliaj wolfram-argint după modificaţiile valorilor de rezistivitate electrică, în scopul verificării posibilităţii utilizării acestui parametru semnificativ pentru funcţia de contact electric drept mijloc de control (al procesului de sinterizare) în fabricaţia de contacte electrice. Programul de cercetare s-a realizat pe un lot de 150 buc. contacte electrice, în 5 tiporepere (cîte 30 buc. pentru fiecare tiporeper). Compoziţia chimică aproximativă : 45 % Ag ; 55 % W (dopant nichel). Pentru această compoziţie şi pentru particularităţile de formă şi dimensiuni ale tiporeperelor cercetate s-a considerat optim procedeul sinterizării. Procedura a fost următoarea :

— pulberile de wolfram (granulaţie ~ 1 μm), de argint (granulaţie < 63 μm) şi de nichel (granulaţie ~1 μm) au fost dozate corespunzător compoziţiei prescrise, amestecate şi omogenizate mecanic ;

— amestecurile de pulberi au fost aduse la o granulaţie „falsă" mai mare, favorabilă presării automate şi asigurării reproductibilităţii condiţiilor de umplere a matriţei, printr-o operaţie tehnologică de „granulare" (presare comprimate — tratament termic de consolidare — sfărîmare — cernere, cu reţinerea fracţiunii utile) ;

— amestecurile de pulberi granulate au fost presate în piese de contact (comprimate), cu o presiune de 7 × 10³ daN/cm²;

— comprimatele au fost sinterizate în trei etape (din considerente de ordin local), în atmosferă de hidrogen, într-un cuptor cu funcționare continuă, conform ciclului de tratament reprezentat în figura 1;

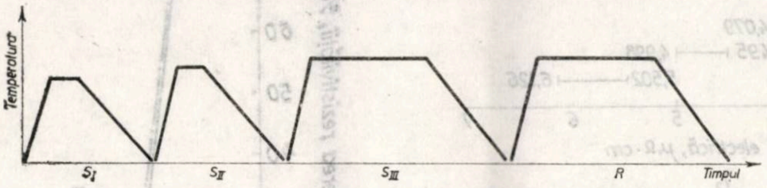


Fig. 1. Ciclul tratamentelor termice de sinterizare și resinterizare

— piesele de contact sinterizate au fost represate cu o presiune de 14 × 10³ daN/cm²;

— piesele de contact represate au fost resinterizate, în atmosferă de hidrogen, într-un cuptor cu funcționare continuă, conform ciclului de tratament din figura 1.

Tabelul 1

Caracteristicile fizico-mecanice ale tiporeperelor

Tiporeper	Rezistivitatea electrică, ρ_{el}, după:											Densit. după resinteriz.		Duritatea după resinteriz., *HB*
	Presare	Sinterizare I		Sinterizare II		Sinterizare III		Calibrare		Resinterizare		absolută	relativă	
	μΩ·cm	μΩ·cm	$\Delta\rho_{el}$, % 1)	μΩ·cm	$\Delta\rho_{el}$, % 1)	μΩ·cm	$\Delta\rho_{el}$, % 1)	μΩ·cm	$\Delta\rho_{el}$, % 1)	μΩ·cm	$\Delta\rho_{el}$, % 1)	g/cm³	% din ρ_t 2)	
Tiporeper A.														
— val. max.	25,426	6,667		4,862		4,104		3,350		2,953		13,61	98,12	166
— val. min.	23,042	6,160		4,523		3,697		3,117		2,876		13,12	94,59	151
— val. med.	24,798	6,358	74,36	4,756	80,82	3,818	84,60	3,179	87,18	2,925	88,20	13,46	97,04	157
Tiporeper B.														
— val. max.	23,111	6,126		4,998		4,079		3,289		3,093		13,74	99,06	172
— val. min.	18,106	5,502		4,493		3,830		3,145		2,903		13,50	97,33	162
— val. med.	20,473	5,769	71,82	4,673	77,17	3,957	80,67	3,215	84,29	2,987	85,41	13,20	95,17	166
Tiporeper C.														
— val. max.	19,569	5,452		4,955		3,946		3,393		3,063		13,26	95,60	149
— val. min.	18,582	5,166		4,380		3,626		3,191		2,979		13,09	94,37	135
— val. med.	19,078	5,318	72,12	4,594	76,20	3,748	80,35	3,257	82,92	3,015	84,19	13,20	95,17	144
Tiporeper D.														
— val. max.	17,148	5,279		4,361		3,793		3,328		3,003		13,59	97,98	157
— val. min.	15,552	4,926		4,139		3,536		3,102		2,923		13,36	96,32	149
— val. med.	16,380	5,063	69,09	4,249	74,06	3,653	77,69	3,163	80,69	2,965	81,89	97,47	97,11	153
Tiporeper E.														
— val. max.	16,234	5,455		4,318		3,856		3,319		3,056		13,74	99,06	149
— val. min.	14,874	5,002		4,083		3,465		3,161		2,944		13,19	95,09	145
— val. med.	15,763	5,208	66,96	4,183	73,46	3,674	76,69	3,244	79,42	3,010	80,90	13,41	96,68	147

1) Față de rezistivitatea electrică a comprimatului, considerată 100 %
2) Pentru compoziția actuală, densitatea teoretică (ρ_t) este 13,87 g/cm³

După principalele etape tehnologice (presări, tratamente termice) s-au făcut măsurări de rezistivitate electrică (cu aparatul tip SIGMASCOP EX8*, de proveniență Helmut Fischer GMBH & Co — R.F.G.) pe fiecare piesă din lot și control microstructural pe cîte o bucată din fiecare tiporeper.

După ultima etapă tehnologică (resinterizarea) s-au făcut determinări de densitate și duritate pe fiecare piesă din lot.

În tabelul 1 sînt prezentate valorile maxime, minime și medii ale rezistivității electrice a tiporeperelor considerate, după principalele etape tehnologice; de asemenea, sînt prezentate valorile — maxime, minime și medii — ale densității (absolute și relative, respectiv procentual față de densitatea teoretică a pseudoaliajului de compoziția dată) și durității tiporeperelor considerate, după resinterizare.

Interpretări ale rezultatelor. Analiza rezultatelor cercetărilor întreprinse permite tragerea următoarelor concluzii:

— Fiecare etapă a procesului de sinterizare determină — pentru fiecare tiporeper — o diminuare sensibilă a valorilor de rezistivitate electrică, așa cum se poate vedea urmărindu-se figura 2, în care au fost reprezentate grafic intervalele în care se situează valorile rezisti-

---

*) Aparatul permite măsurarea conductivității electrice a pieselor din materiale metalice neferoase. Funcționarea lui se bazează pe principiul curenților turbionari induși în materialul a cărui conductivitate electrică se determină. În sistemul mobil al sondei de măsurare se află o bobină străbătută de un curent alternativ de înaltă frecvență. La apropierea de o piesă dintr-un material metalic neferos, impedanța bobinei se modifică funcție de coductivitatea electrică a piesei.

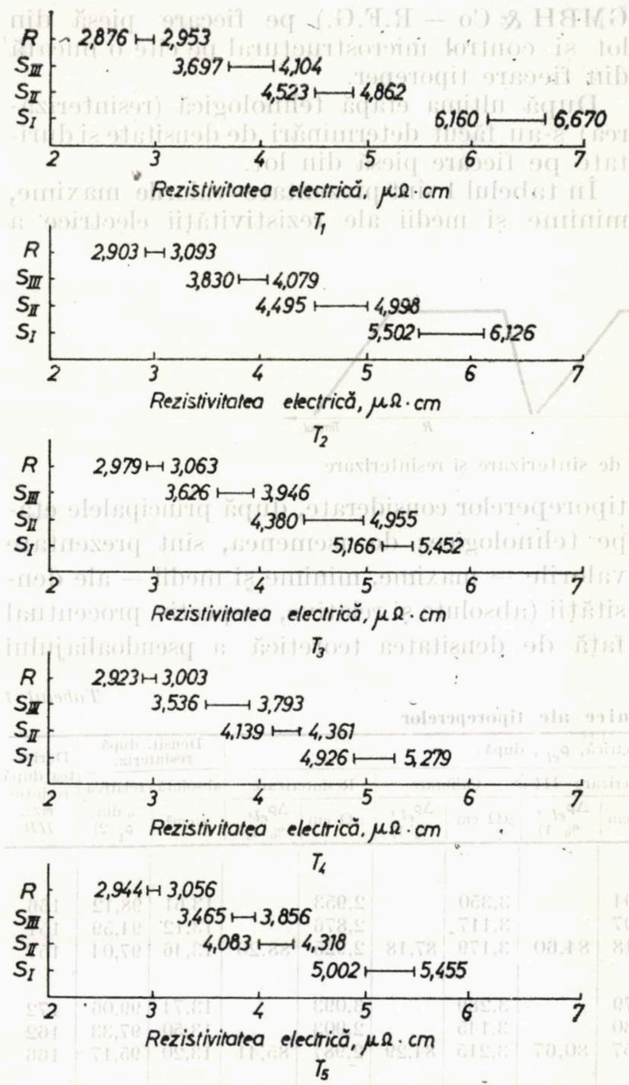


Fig. 2. Intervalele de valori ale rezistivităţii electrice după diferite etape de tratament termic (S_I, S_{II}, S_{III}, R), pentru tiporeperele (T_n) considerate

vităţii electrice ale tiporeperelor (T_n) considerate, după fiecare etapă de tratament, şi tabelul 1, în care au fost prezentate gradele de reducere a rezistivităţii electrice ($\Delta\rho_{el}$) a tiporeperelor după fiecare etapă tehnologică (procentual, faţă de rezistivitatea electrică a comprimatelor, considerată 100 %).

— Diminuarea valorilor rezistivităţii electrice, marcată de fiecare etapă a procesului de sinterizare, este mult mai evidentă, pentru fiecare tiporeper, decît modificarea valorilor altor parametri — densitatea, de exemplu — aşa cum se poate vedea în reprezentarea grafică din figura 3, în care este expusă scăderea rezistivităţii electrice (exprimată procentual faţă de rezistivitatea comprimatului, considerată 100%), respectiv creşterea densităţii (exprimată procentual faţă de densitatea piesei finite, considerată 100 %) pentru două tiporepere (T_1, T_3) semnificative.

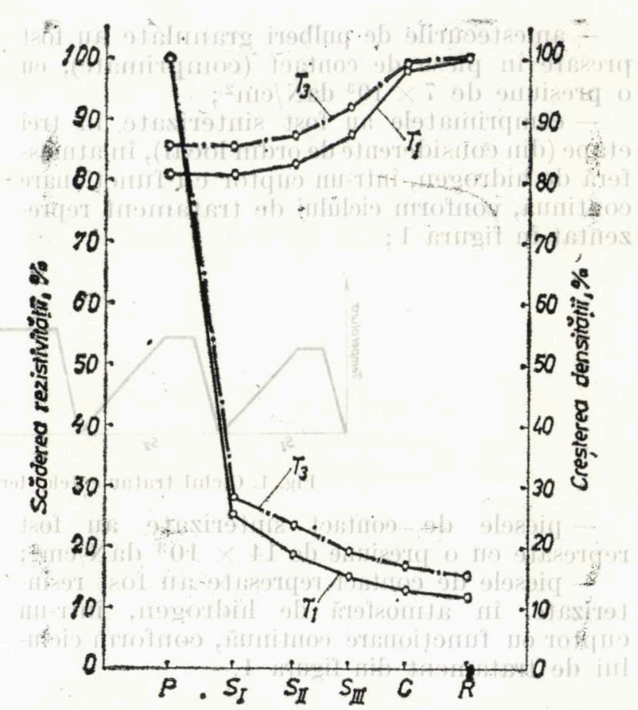


Fig. 3. Scăderea rezistivităţii electrice şi creşterea densităţii în diferite etape tehnologice (P — presare ; S — sinterizare ; C — calibrare ; R — resinterizare), pentru două tiporepere (T_1, T_3) semnificative

— Cea mai importantă reducere a valorilor de rezistivitate este marcată, pentru fiecare tiporeper, de prima etapă a procesului de sinterizare, aşa cum se poate vedea în figura 4, în care a

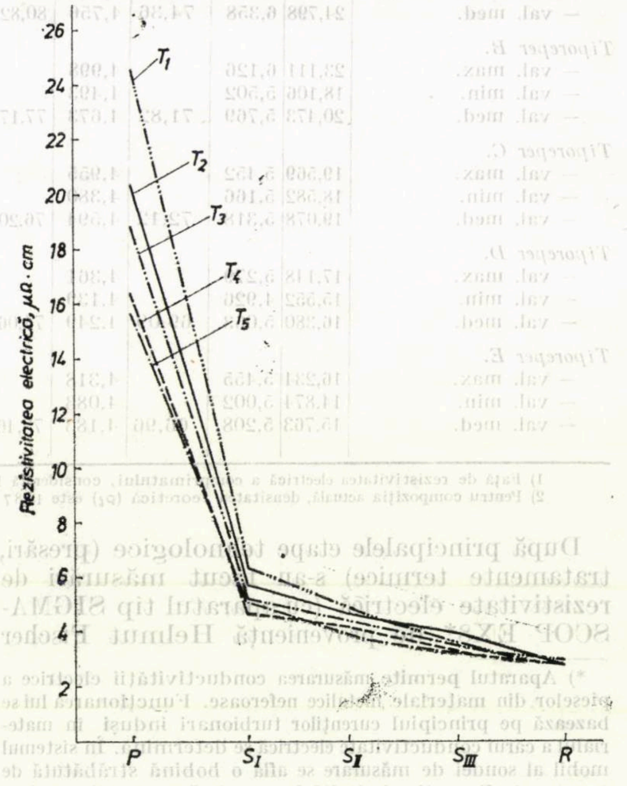


Fig. 4. Variaţia valorilor de rezistivitate electrică după etapele de tratament termic (S_I, S_{II}, S_{III}, R), pentru tiporeperele (T_n) considerate

fost reprezentată grafic reducerea valorilor de rezistivitate electrică în urma diferitelor etape ale tratamentului de sinterizare (S_I, S_{II}, S_{III}, R) pentru tiporeperele (T_n) considerate, şi, comparativ, în coloanele *2* şi *3* ale tabelului 1.

După cum se ştie, rezistenţa totală electrică a unui material sinterizat este suma rezistenţelor electrice proprii ale cristalitelor şi a rezistenţelor electrice de contact între cristalite. Cum — într-un comprimat de pulberi — particulele sînt acoperite de un înveliş de gaze adsorbite, rezistenţele electrice de contact sînt foarte mari, astfel încît rezistenţa electrică totală a unui comprimat din pulberi este foarte mare (în cazul prezentelor cercetări, rezistivitatea comprimatului este de 5,3 — 8,6 ori mai mare decît a piesei resinterizate — funcţie de tiporeper). La aceasta contribuie şi faptul că trecerea curentului (de conducţie) de la o particulă la alta are loc printr-un număr limitat de puncte de contact. Creşterea presiunii produce o apropiere a particulelor, o creştere a suprafeţelor de contact, parţial şi datorită „rabotării" particulelor superficial izolante (datorită prezenţei filmelor de oxizi şi a altor impurităţi) şi, prin urmare, o oarecare micşorare a rezistenţei electrice totale. Cînd temperatura creşte însă — în timpul tratamentului de sinterizare — gazele adsorbite încep să difuzeze, determinînd o diminuare sensibilă a rezistenţei electrice. În cursul dezvoltării ulterioare a sinterizării, recristalizarea antrenează ameliorarea „conexiunilor electrice" între cristalite [1].

Cea mai importantă reducere a valorilor de rezistivitate electrică avînd loc la temperaturi la care structura nu suferă modificări esenţiale — după cum s-a observat din analiza acesteia şi după cum au dovedit-o valorile densităţii, rămase practic neschimbate după această etapă de tratament — rezultă că ea poate fi atribuită difuzării şi eliminării gazelor adsorbite.

— Pentru aceeaşi etapă de tratament, intervalele de valori ale rezistivităţii electrice diferă de la un tiporeper la altul (fig. 5 şi tab. 1), deşi acestea au fost realizate din acelaşi lot de material şi în aceleaşi condiţii tehnologice, ceea ce ar îndreptăţi presupunerea că particularităţile de formă şi dimensiuni ale fiecărui tiporeper influenţează asupra rezultatelor măsurării. După ultimul tratament însă, intervalele de valori ale rezistivităţii electrice pentru tiporeperele considerate tind să se suprapună — aşa cum se vede în figura 5 — ceea ce dovedeşte că particularităţile de formă şi dimensiuni ale tiporeperelor considerate nu influenţează asupra rezultatelor măsurării, ci ele determină, pentru aceeaşi etapă tehnologică, grade de consolidare diferite, avînd drept urmare valori diferite ale rezistivităţii electrice ; acestea se uniformizează însă odată cu desăvîrşirea procesului de sinterizare.

— Fiecare etapă a procesului de sinterizare conturează pentru fiecare tiporeper un interval optim de valori ale rezistivităţii electrice, oferind, astfel, o modalitate de control interfazic în procesul de fabricaţie a contactelor electrice.

Rezultatele prezentelor cercetări confirmă faptul că rezistivitatea electrică — parametru semnificativ pentru funcţia de contact electric şi indicator fidel al gradului de sinterizare — poate constitui şi un mijloc sensibil de control în procesul sinterizării, iar măsurările de rezistivitate electrică prin metode inductive pot

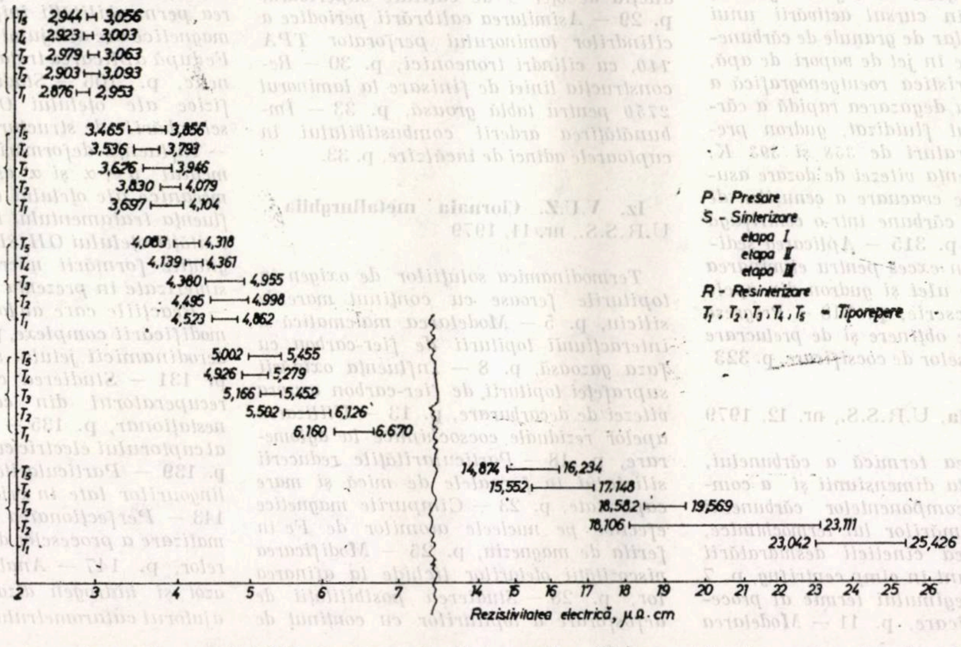


Fig. 5. Intervalele de valori ale rezistivităţii electrice ale tiporeperelor (T_n) considerate, pentru diferite etape tehnologice

constitui un mijloc comod, rapid și eficient de control interfazic și final în fabricația de contacte electrice.

BIBLIOGRAFIE

[1] Kieffer, D. R. și Hotop D. H. *Métallurgie des poudres*. Paris, 1947.

[2] Martinet, J. și Tacvorian, S. *Sur la conductibilité électrique des poudres en cours de frittage.* În : Revue de métallurgie, nr. 1, 1957.

[3] Meyer, R. *The measurement of electrical resistivity to caracterize a sintered product.* În : Powder Metallurgy International, vol. 4, nr. 2, 1972.

[4] Schreiner, H. *Pulvermetallurgie elektrischer Kontakte.* Berlin, 1964.

[5] Stevens, A. J. *Powder metallurgy solutions to electrical-contact problems.* În : Powder Metallurgy, vol. 17, nr. 34, 1974.

[6] Stolarz, S. *Sintered electrical contact.* În :Science of sintering, vol. 7, nr. 2, 1975

* * *

REVISTA REVISTELOR

Koks Smola-Gaz, Polonia, nr. 10, 1979

Încercări privind explicarea rolului heterocompușilor în structura cărbunilor bituminoși. P. I. — Heterocompuși cu caracter acid, p. 271 — *Influența metodelor de obținere a hidrogenului asupra costului fabricării benzinei din huilă*, p. 276 — *Capacitatea de activare fizico-chimică a carbonizaților granulați obținuți din huilă, cu procent diferit de macerați*, p. 282 — *Influența concasării diferite a cărbunilor ortococsificabili (tip 35.1) și a cărbunilor cu conținut bogat de materii volatile (tip 33) asupra calității cocsului*, p. 287 — *Cercetarea fenomenului de uzură a materialelor în vrac, în transportul pneumatic vertical*, p. 291 — *Stabilirea și verificarea formulei permițînd calcularea densității reale a unei substanțe de origine organică, prezentă în carbonizați și activați*, p. 296.

Koks Smola-Gaz, Polonia, nr. 11, 1979

Criteriile de selectare a parametrilor la activarea cu vapori-gaze a materialelor cărbunoase de proveniență diferită, p. 303 — *Modificarea densității reale („de heliu") a substanțelor de origine organică, care intervine în cursul activării unui strat monogranular de granule de cărbune-gudron pirolizate în jet de vapori de apă*, p. 308 — *Caracteristica roentgenografică a gudronului de la degazarea rapidă a cărbunelui în strat fluidizat, gudron preparat la temperaturi de 358 și 393 K*, p. 321 — *Influența vitezei de dozare asupra eficienței de evacuare a cenușilor de la extractele de cărbune într-o centrifugă de sedimentare*, p. 315 — *Aplicarea sedimentului activ în exces pentru eliminarea impurităților de ulei și gudron din apele reziduale de cocserie*, p. 318 — *Progrese în tehnologia de obținere și de prelucrare chimică a produselor de cocsificare*, p. 323

Koks i himiia, U.R.S.S., nr. 12, 1979

Descompunerea termică a cărbunelui, p. 2 — *Influența dimensiunii și a compoziției macrocomponentelor cărbunelui asupra transformărilor lui termochimice*, p. 4 — *Studierea cineticii deshidratării cărbunelui mărunt în cîmp centrifug*, p. 7 — *Modelarea regimului termic al procesului de cocsificare*, p. 11 — *Modelarea dinamicii obiectivelor blocului de stingere uscată a cocsului*, p. 17 — *Nomogramă pentru identificarea dispersării cocsului*, p. 18 — *Studii hidromecanice ale aparatului cu fantă cu secțiune variabilă*, p. 32 — *Stabilizarea apei de răcire cu sărurile amoniacale din apa de cocserie cu conținut ridicat de gudron*, p. 35 — *Modernizarea nivelmetrului electromecanic cu sondă pentru materialele pulverulente*, p. 37 — *Aparatură de reglare automată a curentului pentru magnetizarea alimentatorului cu pîlnie*, p. 39 — *Influența sulfatului de fier asupra coroziunii metalului*, p. 41.

Metallurg, U.R.S.S., nr. 12, 1979

Determinarea consumurilor optime de combustibili solizi la sinterizarea aglomeratului, p. 13 — *Eficiența utilizării oxigenului la elaborarea fontei*, p. 15 — *Supapa de condensare a gazelor, cu închidere forțată*, p. 17 — *Dispozitiv de prelevare a probelor de materiale din cuptorul cu cuvă*, p. 19 — *Dispozitive de susținere cu autoreglare pentru zona de răcire secundară de la mașinile de turnare continuă a semifabricatelor*, p. 26 — *Dispozitiv pentru răcirea căptușelii convertizorului înaintea reparației la rece*, p. 28 — *Producția de oțel U de calitate superioară*, p. 29 — *Asimilarea calibrării periodice a cilindrilor laminorului perforator TPA 140, cu cilindri tronconici*, p. 30 — *Reconstrucția liniei de finisare la laminorul 2750 pentru tablă groasă*, p. 33 — *Îmbunătățirea arderii combustibilului în cuptoarele adînci de încălzire*, p. 33.

Iz. V.U.Z. Ciornaia metallurghiia, U.R.S.S., nr. 11, 1979

Termodinamica soluțiilor de oxigen în topiturile feroase cu conținut mare de siliciu, p. 5 — *Modelarea matematică a interacțiunii topiturii de fier-carbon cu faza gazoasă*, p. 8 — *Influența oxidării suprafeței topiturii de fier-carbon asupra vitezei de decarburare*, p. 13 — *Utilizarea apelor reziduale cocsochimice la aglomerare*, p. 18 — *Particularitățile reducerii siliciului în furnalele de mică și mare capacitate*, p. 23 — *Cîmpurile magnetice efective pe nucleele atomilor de Fe în ferita de magneziu*, p. 26 — *Modificarea viscozității oțelurilor lichide la afinarea lor*, p. 28 — *Studierea posibilității de defosforare a topiturilor cu conținut de mangan*, p. 32 — *Proprietățile de construcție ale oțelului turnat cu monoxid de siliciu solid introdus în el*, p. 35 — *Influența lungimii cristalizorului asupra calității lingoului turnat continuu*, p. 40 — *Cuptorul electric de retopire sub zgură ca obiectiv de comandă*, p. 43 — *Repartizarea puterii arcurilor electrice în cuptorul de elaborare a oțelului utilizînd încărcătură de pelete metalizate*, p. 49 — *Tensiunile de întindere la laminare*, p. 52 — *Studierea influenței compoziției chimice și a condițiilor de laminare controlată asupra proprietăților oțelului*, p. 56 — *Optimizarea procedeului de prindere a benzii cu cilindri la laminorul reversibil*, p. 62 — *Studierea forței de laminare a tablelor striate pentru uz general*, p. 65 — *Metodologia calculării sistemelor de calibre cu mai mulți cilindri*, p. 46 — *Tragerea profilelor trapezoidale*, p. 84 — *Influența oscilațiilor longitudinale ultrasonice a matrițelor de trefilare asupra parametrilor de forță la tragerea țevilor fără mandrină*, p. 88 — *Caracteristicile acustice ale materialelor metalice*, p. 92 — *Structura cristalină a aliajelor pentru magneți permanenți pe bază de $SmCo_5$ cu proprietăți optime*, p. 96 — *Fundamentarea teoretică a cauzelor apariției schimbărilor de structură în metalele lichide și aliaje*, p. 100 — *Scăderea permeabilității inițiale și proprietățile magnetice ale aliajului de 50% Ni — 50% Fe după aplicarea tratamentului termomagnetic*, p. 106 — *Studierea proprietăților fizice ale oțelului OOH12N8MTIu la schimbările de structură și de fază*, p. 112 — *Influența deformării fracționate în domeniul $\gamma+\alpha$ și α asupra proprietăților mecanice ale oțelului 09G2*, p. 115 — *Influența tratamentului termic asupra plasticității oțelului OH18F2T1*, p. 120 — *Legitățile formării microstructurii feritelor sinterizate în prezența fazei lichide*, p. 124 — *Reacțiile care au loc în fontă în cazul modificării complexe*, p. 128 — *Cercetarea aerodinamicii jetului suprapus turbionar*, p. 131 — *Studierea cîmpului termic la recuperatorul din ceramică în regim nestaționar*, p. 135 — *Modelul matematic al cuptorului electric cu clopot și rezistență*, p. 139 — *Particularitățile de formare a lingourilor late în cristalizorul radial*, p. 143 — *Perfecționarea mijloacelor de automatizare a proceselor de încărcare a buncărelor*, p. 147 — *Analiza conținutului de azot și hidrogen dizolvat în metale, cu ajutorul catarometrului piroelectric*, p. 151.

* * *

Ing. V. Țibea
Centrul de cercetări și proiectări pentru metale radioactive-Măgurele — București

Germinarea SO_2 în băile de zgură-mată și pierderile de cupru în zgure*)

CZ : 669.2/8 :669.3

O serie de autori [1] — [5] consideră că la pierderea cuprului în zgure sub formă de particule de mată contribuie și SO_2, care se formează în băile de zgură — mată, ca urmare a reacțiilor de distrugere a magnetitei. S-a demonstrat termodinamic și experimental, în fază de laborator, posibilitatea fazei gazoase de a antrena mată în zgură.

În lucrarea de față se studiază posibilitatea desfășurării acestui proces în băile cuptoarelor industriale de topire pentru mată : cuptoare de topire în suspensie, cuptoare cu reverberație etc.

Cantitatea de magnetită în zgurele și matele industriale diferă de la cuptor la cuptor (tab. 1).

Tabelul 1

Produsul	Conținutul de Fe_3O_4, %		
	maxim	minim	mediu
Zgură de convertizor [1]	43,3	13,6	25,4
Zgura cuptorului cu reverberație [1]	20,9	2,7	8,7
Zgura de la cuptorul de topire în suspensie Baia Mare [6]	18—20	10—12	—
Mată de la cuptorul cu reverberație [1]	15,9	2,8	8,7

Cantitatea de magnetită ajunsă în băile de zgură—mată se distribuie între faza de mată (fig. 1) și faza de zgură (fig. 2), funcție de compoziția chimică și temperatura acestora [1], [8].

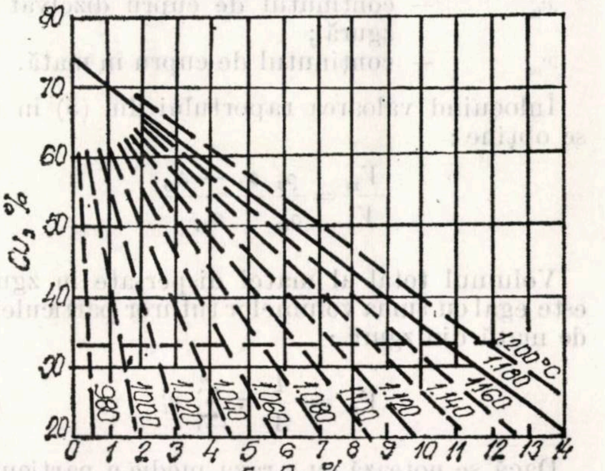


Fig. 1. Solubilitatea magnetitei în mată, în funcție de temperatură și conținutul de cupru în mată

În zgurele de convertizor și în zgurele de la cuptoarele de topire în suspensie, în repetate rînduri, conținutul de magnetită depășește nivelul de solubilitate limită și, ca urmare, Fe_3O_4 precipită ducînd la formarea unor straturi intermediare bogate în magnetită sau a unor depuneri pe vatra cuptoarelor.

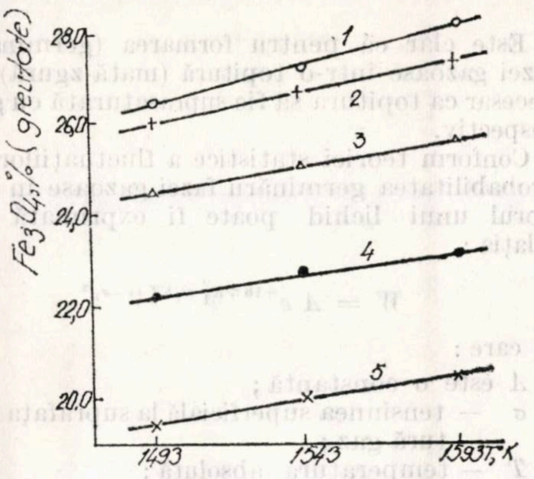


Fig. 2. Dependența solubilității magnetitei în zgure funcție de temperatură la diferite conținuturi de SiO_2, %: *1*—12, 88 ; *2*—16, 56 ; *3*—20, 24 ; *4*—25, 36 ; *5*—29, 44

În băile de zgură—mată SO_2 se formează, în special, în urma reacțiilor de reducere a magnetitei cu sulfura de fier din mată și bioxidul de siliciu din zgură [1]—[7] :

$$3\ Fe_3O_4 + FeS = 10\ FeO + SO_2 \quad (a)$$

$$3\ Fe_3O_4 + FeS + 5\ SiO_2 = 5(2\ FeO \cdot SiO_2) + SO_2 \quad (b)$$

O anumită cantitate de fier trivalent se poate afla în zgură sub formă de feriți de cupru și, ca urmare, SO_2 se poate degaja și în urma reacției de reducere a feritului de cupru :

$$3(Cu_2O \cdot Fe_2O_3) + 4FeS + 5SiO_2 = 3\ Cu_2S + $$
$$+ 5\ (2FeO \cdot SiO_2) + SO_2 \quad (c)$$

Cantitatea de SO_2 care se formează în băile de zgură — mată depinde de cantitatea de magnetită și de gradul de desfășurare a reacțiilor (*a*—*c*).

---

*) Lucrarea face parte din teza de doctorat întocmită sub conducerea prof. dr. docent ing. Fl. Oprea.

Probele luate din baia cuptorului de topire în suspensie arată că sub cuva de reacţie conţinutul de magnetită ajunge la 26–28 % (tab. 2).

Tabelul 2

Numărul probei	Compoziţia chimică, %			
	Cu	Fe	Fe_3O_4	SiO_2
Proba nr. *1*	8,2	36,18	28,71	15,80
Proba nr. *2*	9,1	–	26,7	21,9

Este clar că pentru formarea (germinarea) fazei gazoase într-o topitură (mată-zgură) este necesar ca topitura să fie suprasaturată cu gazul respectiv.

Conform teoriei statistice a fluctuaţiilor [9], probabilitatea germinării fazei gazoase în interiorul unui lichid poate fi exprimată prin relaţia :

$$W = A\, e^{-16\pi K_1^2 \sigma^3/KT\,(x-x_1)^2} \tag{1}$$

în care :

A este o constantă ;
σ — tensiunea superficială la suprafaţa topitură-gaz ;
T — temperatura absolută ;
K — constanta lui Boltzmann ;
K_1 — constanta lui Henry ;
$(x-x_1)$ — valoarea suprasaturaţiei soluţiei de gaz în topitură (pentru temperatura T).

Probabilitatea germinării fazei gazoase într-o topitură este cu atît mai mare cu cît tensiunea superficială a topiturii în raport cu faza gazoasă este mai mică şi suprasaturaţia soluţiei este mai mare.

Dimensiunea germenilor de gaz care pot persista stabil în topitură depinde, de asemenea, de tensiunea superficială a topiturii în raport cu gazul :

$$r_{minim} = \frac{2K_1\sigma}{(x-x_1)} \tag{2}$$

Unii autori [4] au introdus pentru studiul pierderilor metalelor cu zgurele (tab. 3) raportul :

$$\frac{\text{Volumul de mată din zgură}}{\text{Volumul de zgură}} = \frac{V_m}{V_z}\left[\frac{\text{cm}^3}{\text{cm}^3}\right] \tag{3}$$

În lucrarea de faţă se defineşte o nouă mărime–densitatea particulelor de mată din zgură ρ_z^m — şi se încearcă folosirea acesteia pentru obţinerea unor date noi cu privire la relaţia dintre pierderile mecanice de metale în zgure şi SO_2 degajat.

Tabelul 3

Lucrarea	Faza grea	Conţinutul în cupru în zgură	Volumul echivalent de Cu_2S sau de mată în zgură pe unitatea de volum de zgură, cm^3/cm^3
Echilibrul dintre mată şi zgură după Yazawa şi Kameda	Cu_2S şi mată	0,3–0,5	$3-8.10^{-3}$
Topire cu reverberaţie industrială	mată	0,2–0,6	$5-10.10^{-3}$
După Poggi D., Minto R., Davenport W. G.	cupru	1,2–7,5	$4-30.10^{-3}$

Raportul $\frac{V_m}{V_z}$ se poate exprima funcţie de densitatea matei şi zgurei sub forma relaţiei :

$$\frac{V_m}{V_z} = \frac{G_m\,\rho_z}{G_z\,\rho_m} \tag{4}$$

unde :

G_m este greutatea totală a matei dispersate ;
G_z — greutatea totală a zgurei formate ;
ρ_m — densitatea matei ;
ρ_z — densitatea zgurei.

Cantităţile de mată şi de zgură se pot exprima funcţie de conţinutul de cupru în zgură şi mată prin relaţia :

$$\frac{G_m}{G_z} = \frac{x_t - x_0}{x_m} \tag{5}$$

unde :

x_t este conţinutul total de cupru în zgură ;
x_0 — conţinutul de cupru dizolvat în zgură ;
x_m — conţinutul de cupru în mată.

Înlocuind valoarea raportului din (5) în (4) se obţine :

$$\frac{V_m}{V_z} = \frac{\rho_z}{\rho_m}\,\frac{x_t - x_0}{x_m} \tag{6}$$

Volumul total al matei dispersate în zgură este egal cu suma volumelor tuturor particulelor de mată din zgură :

$$V_m = \frac{4}{3}\,\pi \sum_{i=1}^{n} r_i^3 \tag{7}$$

Dacă se notează cu r raza medie a particulelor de mată şi dacă N este numărul total al acestora se obţine :

$$V_m = \frac{4}{3}\,\pi\, r^3 N \tag{8}$$

Substituind valoarea lui V_m din (8) în (6) şi notînd $\frac{N}{V_z} = \rho_z^m$ se obţine:

$$\rho_z^m = \frac{0,24}{r^3} \frac{\rho_z}{\rho_m} \frac{x_t - x_0}{x_m} \qquad (9)$$

Din relaţia (9) rezultă că densitatea specifică a particulelor de mată din zgură este direct proporţională cu densitatea zgurei şi invers proporţională cu densitatea matei, conţinutul de cupru din mată şi raza particulelor de mată.

Dacă se rezolvă ecuaţia (9) funcţie de conţinutul de cupru în zgură se obţine:

$$x_t - x_0 = \frac{r^3}{0,24} \frac{\rho_m}{\rho_z} x_m \rho_z^m \qquad (10)$$

Conform relaţiei (10) conţinutul de cupru în zgură este direct proporţional cu densitatea particulelor de mată antrenate în zgură.

Notînd $x_{tm} = x_t - x_0$ şi $\rho_z^m = n$ se obţine ecuaţia pierderilor mecanice de cupru în zgure sub următoarea formă:

$$x_{tm} = 4,17 \frac{x_m \rho_m}{\rho_z} r^3 n \qquad (11)$$

Conform acestei ecuaţii în condiţii constante de rază, densitate şi conţinut de cupru în mată, conţinutul de cupru în zgură se poate mări prin mărirea numărului particulelor de mată în zgură. Prin urmare, pentru o anumită şarjă, aceleaşi condiţii de temperatură, aceeaşi zgură şi aceeaşi mată, conţinutul de cupru în zgură poate să crească dacă fenomene suplimentare reuşesc să mărească numărul de particule de mată din zgură.

Dacă se notează cu n_j numărul particulelor de mată care au ajuns în zgură pe calea j, numărul total n al particulelor de mată din zgură este:

$$n = \sum_{j=1}^{K} n_j \qquad (12)$$

Ca urmare, ecuaţia pierderilor mecanice de cupru în zgură ia forma:

$$x_{tm} = 4,17 \frac{x_m \rho_m}{\rho_z} r^3 \sum_{j=1}^{K} n_j \qquad (13)$$

La o primă analiză se poate scrie ecuaţia pierderilor mecanice de cupru în zgură cu doi termeni:

$$x_{tm} = 4,17 \frac{x_m \rho_m}{\rho_z} r^3 (n_1 + n_2) \qquad (14)$$

în care:

n_1 este numărul particulelor de mată care nu au reuşit să iasă din stratul de zgură;
n_2 — numărul particulelor de mată care au ajuns în zgură transportate din stratul de mată datorită degajării de SO_2.

Conform ecuaţiei (14), pierderile mecanice de metal în zgură pot fi grupate în două categorii:

a) pierderi mecanice primare, înţelegînd prin aceasta totalitatea particulelor de mată care nu au reuşit să iasă din stratul de zgură;

b) pierderi mecanice secundare, înţelegînd prin aceasta totalitatea particulelor de mată care au ajuns în zgură prin scoaterea lor din stratul de mată datorită degajării SO_2.

Germinarea fazei gazoase în volumul topiturii este determinată de condiţia:

$$P_G = P_A + h \rho g + \frac{2\sigma}{r} \qquad (15)$$

unde:

P_G este presiunea totală în germenele gazos;
P_A — presiunea pe suprafaţa lichidului (presiunea atmosferică);
h — adîncimea de germinare;
ρ — densitatea topiturii;
σ — tensiunea superficială a topiturii;
r — raza germenului;
g — acceleraţia gravitaţiei.

Ca să se separe un component gazos prezent în masa unei topituri trebuie ca presiunea sa să atingă valoarea P_G.

Se poate admite, deci, că volumul zgurei conţine o serie de centre de germinare. Capacitatea germinativă a acestora este constantă într-un plan orizontal (fig. 3) şi creşte spre partea superioară a topiturii (fig. 4).

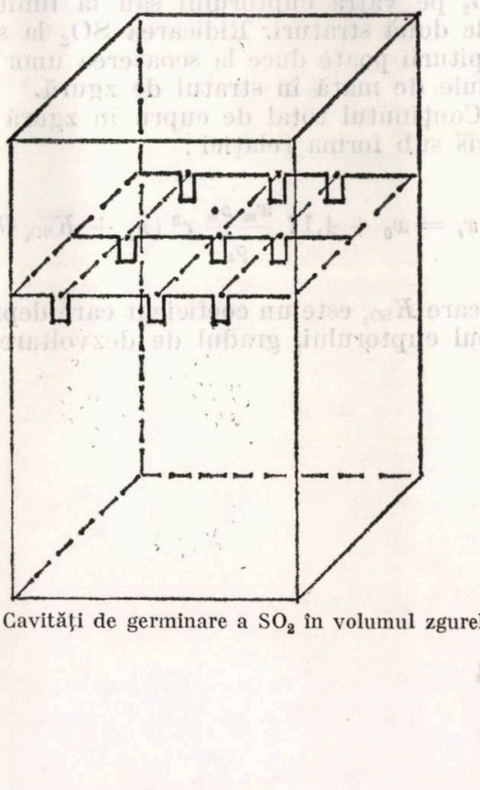


Fig. 3. Cavităţi de germinare a SO_2 în volumul zgurelor

În cazul în care se formează depuneri pe vatra cuptorului sau un strat intermediar de magnetită, în baia cuptorului se introduc

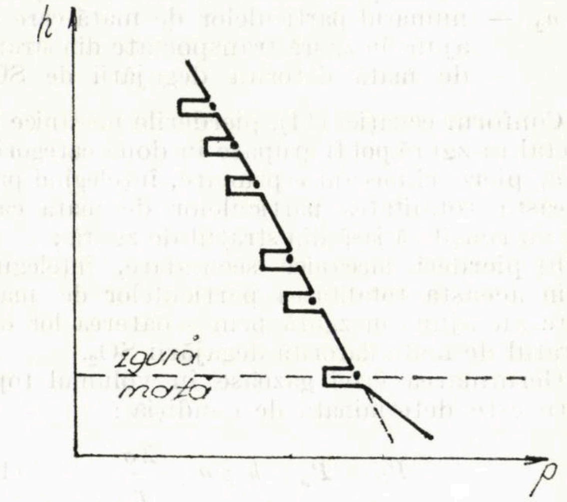


Fig. 4. Variația presiunii pe înălțimea băii de zgură

bucăți de fier vechi care favorizează distrugerea magnetitei, conform reacțiilor :

$$4\,Fe_3O_4+FeS+Fe+7SiO_2=7(2FeO\cdot SiO_2)+SO_2 \qquad (d)$$

$$4\,(Cu_2O.Fe_2O_3) + 5FeS + Fe + 7SiO_2 = \\ = 7(2\,FeO.SiO_2) + 4\,Cu_2S + SO_2 \qquad (e)$$

În prezența fierului metalic reacția de distrugere a magnetitei se desfășoară mai intens și la temperaturi mai joase – 1 100°C, cît este nivelul temperaturilor pe vatra cuptoarelor. Ca urmare, prezența fierului metalic în baia de zgură – mată poate favoriza germinarea SO_2 pe vatra cuptorului sau la limita dintre cele două straturi. Ridicarea SO_2 la suprafața topiturii poate duce la scoaterea unor noi particule de mată în stratul de zgură.

Conținutul total de cupru în zgură poate fi scris sub forma relației :

$$x_t = x_0 + 4{,}17\,\frac{x_m\,\rho_m}{\rho_z}\,r^3\,(n_1 + K_{SO_2}\,G_{SO_2}) \qquad (16)$$

în care K_{SO_2} este un coeficient care depinde de : tipul cuptorului, gradul de dezvoltare a reacțiilor de reducere, tensiunea superficială a zgurei și matei etc.

Cea mai mare cantitate de bioxid de sulf, G_{SO_2}, rezultă în urma reacțiilor de reducere a magnetitei cu FeS în prezența SiO_2 sau cu FeS și Fe în prezența SiO_2.

Concluzii

1. Magnetita are un „dublu'' rol dăunător în pierderea cuprului în zgure :

— creșterea conținutului de magnetită în zgure, determinînd micșorarea tensiunii interfazice și creșterea densității și viscozității zgurelor, în aceleași condiții de temperatură, duce atît la mărirea pierderilor electrochimice, cît și a pierderilor mecanice de cupru în zgure ;

— distrugerea magnetitei prezentă în băile de zgură–mată determină formarea de SO_2, care poate duce la antrenarea unor particule suplimentare de mată în zgură și, ca urmare, la mărirea pierderilor mecanice.

2. Nu întreaga cantitate de SO_2 care se formează în băile de mată–zgură participă la antrenarea unei noi cantități de mată în zgură.

3. Adăugarea de fier vechi în băile de zgură-mată, în vederea distrugerii magnetitei (depozitelor de pe vatra cuptorului sau a straturilor intermediare), nu trebuie să aibă loc în timpul evacuării zgurei din cuptor, ci după evacuare pentru ca SO_2 care se degajă să nu ducă la antrenarea unei cantități suplimentare de mată în zgură.

BIBLIOGRAFIE

[1] Gazarian, L. M. *Pirometallurghiia medi.* Metallurghizdat, 1960.

[2] Vaniukov, A. V. și Zaițev, V. Ia. În : Iz. V.U.Z. – Țvetnaia Metallurghiia, nr. 1, 1963.

[3] Spira, P. și Themelis, N. J. În : Journal of Metals, aprilie, 1969.

[4] Poggi, D., Minto, R. și Davenport, W. G. În : J. Metals, nr. 11, 1969.

[5] Yannopoulos, Y. C. În : Canadian Metallurgical Quarterly, S.U.A. vol. 10, nr. 4, 1971.

[6] Oprea Fl. și Moldovan, P. În : Metalurgia, nr. 4, 1970.

[7] Masurian, V. N. și Lipin, B.V. În : Iz. V.U.Z. – Țvetnaia Metallurghiia, nr. 5, 1977.

[8] Tesarskii, V. S., Zaițev, V. Ia. și Vaniukov, A. V. În: Țventnîe metalli, nr. 1, 1972.

[9] Dobrescu, L. *Fenomene de surafață la metale și aliaje*. București, Editura Academiei Republicii Socialiste România, 1970.

* * *

DIN ISTORICUL METALURGIEI

Dezvoltarea metalurgiei metalelor neferoase şi rare în R.S. România (I)

Prof. dr. doc. ing. Fl. Oprea
Institutul politehnic — Bucureşti

CZ : 669.2/.8(498)

Începuturi şi ritmuri de dezvoltare

Metalele neferoase au fost extrase şi prelucrate pe teritoriul ţării noastre din cele mai vechi timpuri. Numeroase documente menţionează existenţa metalurgiei neferoase în diferite regiuni : Maramureş, Banat, Oltenia etc. Primele mărturii privind metalurgia bronzului şi a aurului datează din neoliticul mijlociu (3 500—3 000 î.e.n.), unele obiecte descoperite de arheologi avînd o vechime de peste 6 000 de ani.

Bogăţia în aur a ţinuturilor noastre era foarte bine cunoscută, aşa cum rezultă din referirile istoricului Herodot : agatîrşii, care în jurul anului 500 î.e.n. se găseau pe malurile rîului Maris (Mureş),erau „meşteri în extragerea şi prelucrarea aurului”.

Izvoarele scrise şi arheologia demonstrează marea importanţă acordată de romani, după cucerirea Daciei, extracţiei şi prelucrării metalelor neferoase, în special a cuprului şi a aurului, urmele activităţilor cu caracter metalurgic din timpul romanilor şi după aceea sînt foarte numeroase. Acesta atestă faptul că activitatea în regiunea Abrud—Zlatna—Brad (Certejul de Sus) şi în regiunea Reşiţei (Sasca—Oraviţa) nu a încetat definitiv niciodată.

Numeroase documente stabilesc existenţa în această perioadă a două mari centre metalurgice : unul în regiunea Baia de Aramă (Oltenia—Banat) şi celălalt în Transilvania. Centrul din Transilvania s-a dezvoltat de-a lungul timpului (în special în sec. XVIII) în trei regiuni importante : Zlatna—Brad (Au, Cu, Ag), Baia Mare — Băiuţ (Pb, Cu, Au) şi Arieş — Turda — Tîrnăveni (Pb, Cu, Au). Cu toate că baza de materii prime impunea o dezvoltare mai mare a industriei de metale neferoase, înainte de 1944 producţia acestor metale a rămas încă minoră ; producţia de Cu în 1938 a fost de 1 600 t, iar producţia de Pb, de 5 000 t.

La sfîrşitul celui de-al doilea război mondial industria de metale neferoase din ţara noastră era foarte înapoiată din punct de vedere tehnico-organizatoric. Avînd un profil foarte variat, aflat la graniţa dintre minerit (care este legat de sursele de materii prime), chimie (natura proceselor de extracţie şi a unei game întregi de produse derivate) şi de metalurgie (natura proceselor de producţie şi a produselor principale — metale şi aliaje, tipuri de utilaje asemănătoare), sectorul metalurgiei neferoase a suferit multiple transformări organizatorice de-a lungul timpului. După eliberarea ţării noastre şi mai ales după naţionalizarea principalelor mijloace de producţie (1948), politica P.C.R. de industrializare socialistă a ţării a dat un puternic avînt industriei de metale neferoase care a cunoscut o dezvoltare continuă.

În perioada 1948—1960 uzinele existente la naţionalizare (C.C.M. — Baia Mare, U.C.M. „1 Mai” — Firiza, U.C.M. — Zlatna, U.C.M. — Copşa Mică, U.C.M. Neferal—Bucureşti) au fost sistematizate şi dezvoltate, mergîndu-se în special pe reeditarea tehnologiilor şi utilajelor existente, în vederea realizării unor capacităţi sporite de producţie. În acelaşi timp s-a mărit în mod deosebit baza de materii prime, creîndu-se rezerve de 10—15 ori mai mari la minereurile complexe şi de peste 100 ori mai mari la minereurile cuprifere. În afara exploatărilor miniere vechi, a căror capacitate a fost mărită de la 3—10 ori, s-au deschis exploatări mari în zone noi ca cele de la Moldova Nouă, Leşul Ursului, Deva, Bălan, Ruşchiţa, Nistru, Rodna, Baia de Arieş, Şuior, Ilba, Burloaie şi Toroiaga, la care s-au adăugat exploatările de bauxită de la Dobreşti şi Sumcuiuş. Producţia de minereuri neferoase a crescut de la circa 1 000 000 t în 1938 la peste 15 000 000 t în 1976 ; aceste minereuri sînt supuse preparării—în special prin flotaţie — în uzine de preparare moderne de mare capacitate (noile instalaţii de flotaţie au o capacitate de peste 1 mil. t/an), care au permis obţinerea de concentrate bogate şi indicatori tehnico-economici la nivelul celor realizaţi în uzinele moderne din străinătate. Totodată s-au pus în evidenţă o serie de zăcăminte cu conţinut de metale rare şi disperse : niobiu, zircon, tantal, litiu, beriliu, wolfram, molibden, bismut, vanadiu, titan, zăcăminte primare de pămînturi rare etc.

Datorită atingerii acestor obiective şi sarcinilor trasate industriei exractive, metalurgia neferoasă s-a dezvoltat în ritm susţinut în toate compartimentele ei ; în 1960 producţia de cupru, plumb, zinc, pirite, aur, argint a depăşit între 5—20 ori producţia realizată în 1938, prin mărirea şi modernizarea radicală a uzinelor metalurgice de la Firiza, Zlatna şi în special a celor de la Baia Mare şi Copşa Mică.

Introducerea progresului tehnic în ramura metalurgiei neferoase

După 1960, în ramura metalurgiei neferoase, pe lîngă o creştere substanţială cantitativă a capacităţilor de producţie a avut loc o dezvoltare remarcabilă din punct de vedere al introducerii tehnologiilor noi pentru extracţia Zn, Pb şi Cu. De asemenea, în aceeaşi perioadă s-a născut cea mai tînără industrie a acestei ramuri, industria aluminei şi aluminiului.

Intervalul 1962—1966 constituie perioada celor mai profunde transformări în industria metalelor neferoase din ţara noastră atît în ceea ce priveşte lărgirea bazei de materii prime, cît şi introducerea de noi tehnologii. Vechile uzine de la Copşa Mică şi Baia Mare au fost transformate în puternice întreprinderi de metale neferoase. Tehnologiile cele mai moderne pe plan mondial stau la baza noilor uzine neferoase din R.S.R. Astfel, la uzinele de zinc din Copşa Mică pe lîngă tehnologia de prelucrare a aglomeratelor zincoase în cuptoarele cu retorte orizontale (procedeul Birkengang) şi pe lîngă instalaţiile Wältz de prelucrare a zgurelor pirometalurgice, în 1965 a fost introdusă o tehnologie modernă de prelucrare concomitentă a concentratelor plumbo-zincoase, cu obţinerea simultană a plumbului şi zincului lingou (procedeul englez Imperial Smelting Process — I.S.P.). Prima instalaţie I.S.P. de la aceste uzine este complet mecanizată şi automatizată, avînd indicatori tehnico-economici deosebit de ridicaţi : randamentul de extracţie a zincului a crescut de la 81 la 90 %, iar costurile de prelucrare sînt cu circa 30 % mai scăzute decît cele vechi ; consum de cocs 1,1 t pe tona de Zn produs, faţă de circa 3 t cocs în procesul Birkengang. Simultan cu secţia de topire s-a pus în funcţiune o nouă secţie de prăjire-aglomerantă a concentratelor, care utilizează aglomeratorul Dwight-Lloyd-bandă (gazele de la aglomerare sînt utilizate la noua fabrică de acid sulfuric — care utilizează gaze de la secţia de prăjire în strat fluidizat a concentratelor sulfuroase) şi o secţie de rafinare a Zn prin rectificare (procedeul New-Jersey). În 1967, la această uzină a mai intrat în funcţiune noua instalaţie de rafinare electrolitică a Pb — electroliza cu anozi solubili — electrolitul fiind un amestec de acid hexafluosilicic şi fluosilicat de Pb (consum de energie electrică 110 kWh/t Pb, randamentul de curent 98 %).

La Baia Mare s-a dat în funcţiune (1966) o nouă uzină de cupru bazată pe tehnologia cea mai modernă de topire în suspensie a concentratelor cuproase (procedeul finlandez Outokumpu) în amestec cu pirită auriferă, indicele de productivitate putînd să ajungă la 7—8 t încărcătură/m^2 de vatră în 24 h. Noile secţii de rafinare termică şi electrolitică a cuprului, care au intrat în funcţiune în 1964 la aceste uzine, realizează costuri de prelucrare de 3,5 ori mai reduse decît în vechea instalaţie, un randament de curent mai ridicat cu 12 unităţi (consumul de energie electrică 295 kWh/t Cu la o densitate de curent de 270 A/m^2) şi o productivitate în proporţie de 240 %, faţă de cea atinsă în trecut. Noua tehnologie de topire în suspensie a concentratelor cuproase permite comasarea pe o singură instalaţie a trei faze tehnologice (prăjirea, aglomerarea şi topirea), care altădată se realiza pe instalaţii complet separate. În felul acesta, prin prelucrarea concentratelor cuproase este posibilă obţinerea unor mate bogate (50—60 % Cu). Mata obţinută (amestec de sulfură de cupru şi de fier) este tratată în final în convertizoare bazice (convertizarea parţială), obţinîndu-se Cu negru de convertizor (cupru-blister), care ulterior se supune rafinării termice şi electrolitice pentru obţinerea Cu electrolitic şi a unui nămol care se prelucrează independent printr-o succesiune de operaţii piro- şi hidrometalurgice, în vederea valorificării metalelor preţioase (Au, Ag etc.) şi a altor elemente cum ar fi Se şi Te. Pe de altă parte noua secţie de convertizare furnizează gaze cu conţinut ridicat de bioxid de sulf, utilizabile în instalaţia de acid sulfuric de contact. Tot la această uzină s-a mai dat în funcţiune o nouă secţie de turnare a cuprului (fără oxigen) — sub formă de bare (Wire-bars), necesare operaţiilor de laminare şi trefilare, o secţie de pulbere de cupru şi o secţie de obţinere a seleniului de înaltă puritate autoclavizare în mediu alcalin şi de obţinere a metalelor preţioase din nămolurile de la electroliza Cu.

Uzina chimico-metalurgică—Zlatna a fost reconstruită în 1962 şi dotată cu noi instalaţii de prăjire (cuptor polietajat Lurgi) de topire (cuptor cu flacără) şi de convertizare. Cuprul de convertizor produs se consumă parţial pentru realizarea necesarului de $CuSO_4$, restul fiind rafinat electrolitic la C.C.M.—Baia Mare.

La Brăneşti, lîngă Bucureşti, noua uzină intrată în funcţiune în 1965 pentru valorificarea metalelor neferoase din deşeuri (topirea electrică a deşeurilor oxidice de plumb şi topirea în Watter-Jacket a deşeurilor oxidice de cupru) şi pentru producţia de aliaje neferoase, în special blocuri şi bare turnate din bronz, are o tehnicitate ridicată şi aduce o importantă contribuţie în ceea ce priveşte economicitatea prelucrării deşeurilor.

În 1965 a fost realizată producţia de alumină şi aluminiu, valorificîndu-se bauxitele indigene din vestul Munţilor Apuseni (Pădurea Craiului). Uzina de la Slatina are la bază tehnologiile cele mai avansate existente pe plan mondial — procedeul Pechiney de electroliză cu anozi precopţi—care asigură obţinerea unor indici superiori (14 000 — 15 000 kWh/t de aluminiu). În etapa actuală capacităţile de producţie ale acestor uzine s-au mărit de 2—4 ori ; în 1973 pentru producerea Al_2O_3 au intrat în funcţiune şi uzinele din Tulcea. La această uzină s-a putut adopta procedeul Bayer într-o variantă îmbunătăţită : măcinarea în mori (cu bile) compartimentate, introducerea varului sub formă de lapte de var, leşierea în baterii de autoclave încălzite prin serpentine cu abur şi prevăzute cu agitatoare ; decantarea şi spălarea în vase monoetajate, descompunerea soluţiilor în vase montate în serie. În felul acesta producţia de alumină realizată în ţară, în 1976, a depăşit 450 000 t/an, iar cea de Al, peste 200 000 t/an. În această perioadă pentru prelucrarea Al şi a aliajelor sale a intrat în funcţiune noua uzină de prelucrare a Al de la Slatina. Pentru prelucrarea metalelor şi aliajelor neferoase uzuale (Cu, Zn, Al, alame etc.) s-au mai dezvoltat în mare măsură Uzinele Laromet — Bucureşti şi Uzinele Metrom — Braşov.

Pentru prima dată în industria metalurgică din ţara noastră s-au produs o serie de metale rare pe cale industrială — extrase din concentrate şi subproduse metalurgice — ca seleniul, telurul, bismutul metalic şi s-a trecut la importante lucrări pentru punerea în evidenţă şi valorificarea unor zăcăminte de metale radioactive, pe baza cărora se va organiza în viitorul apropiat producţia de energie electrică în centrale atomo-electrice. În felul acesta producţia metalelor neferoase şi rare se caracterizează printr-o creştere continuă, în strînsă corelare cu necesităţile economiei naţionale, evoluţia ei în principalele etape de dezvoltare fiind redată în tabelul 1.

Tabelul 1

Dinamica producţiei de metale neferoase

	1954	1959	1965	1966	1976	1977	1978
Plumb, t	12 000	19 000	35 000	37 000	47 000	48 000	50 000
Cupru convertizor, t	2 500	6 200	18 000	21 000	40 300	41 000	55 000
Zinc, t	9 500	15 500	25 500	47 000	55 400	56 000	50 000
Aluminiu primar şi aliaje de Al, t	—	—	8 600	47 000	206 000	208 000	210 000
Alumină, t				110 000	450 000	460 000	460 000

Pentru satisfacerea necesităţilor economice naţionale cu unele produse chimice derivate din metalurgia neferoasă, au fost construite o serie de instalaţii noi, dintre care se menţionează secţia de oxizi de plumb la C.C.M. — Baia Mare, care a intrat în funcţiune în 1965 şi instalaţiile de fabricare a sulfaţilor de cupru şi de fier la U.M.M.N. — Zlatna.

Faţă de anul 1959, considerat ca an de bază (fig. 1), producţia globală a sectorului de metalurgie neferoasă a crescut de 3,4 ori pînă în 1968 şi aproape 3,8 ori pînă în 1970, ceea ce reprezintă un ritm mediu anual de creştere de 13 % pe întreaga perioadă şi de 14 % pe perioada cincinalului 1966—1970, faţă de 11,5 % planificat. Realizarea unor asemenea ritmuri înalte de creştere a producţiei a fost posibilă datorită grijii şi atenţiei pe care conducerea de Partid şi de Stat o acordă acestei ramuri industriale, căreia i s-au alocat importante fonduri de investiţie pentru crearea unor noi uzine şi secţii, în vederea valorificării mai bune a bazei de materii prime din sectorul metalurgiei neferoase. În plus, au fost modernizate unele sectoare din vechile uzine, care prezentau un grad avansat de uzură fizică şi morală. Această situaţie a determinat o creştere susţinută a producţiei (în 1970) de cupru, plumb şi zinc (tab. 1) faţă de anul 1959 ; cu anul 1938 practic nu se poate compara, cunoscînd că producţia de zinc la Copşa Mică a început după 1940, iar producţia de Pb şi Cu era de circa 3 % din cea care se realizează în prezent.

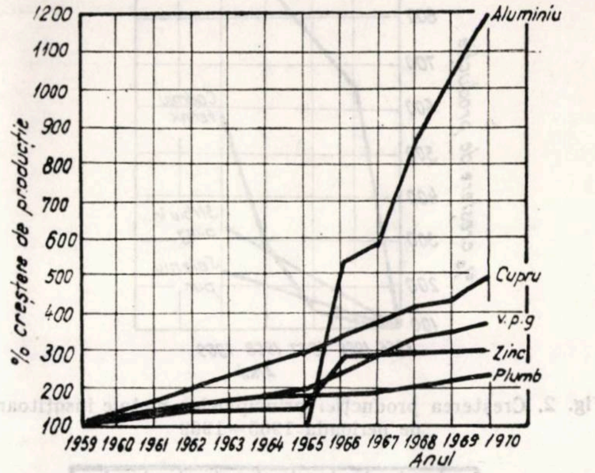


Fig. 1. Creşterea producţiei globale şi a principalelor metale neferoase în perioada 1959—1970

O atenţie deosebită a fost acordată sporirii producţiei unor metale rare şi disperse, prin valorificarea unor zăcăminte din ţară sau a subproduselor din pirometalurgie. Prin creşterea producţiei la unele din aceste metale (fig. 2) s-a ajuns la satisfacerea necesarului intern, creîndu-se şi unele disponibilităţi pentru export. Creşterea producţiei a permis satisfacerea necesităţilor sporite de metale neferoase, iar excedentul pentru export a crescut în salturi mari (fig. 3), ajungîndu-se ca în 1969 valoarea acestuia pe ansamblul sectorului să fie aproape de 10 ori mai mare decît în 1960.

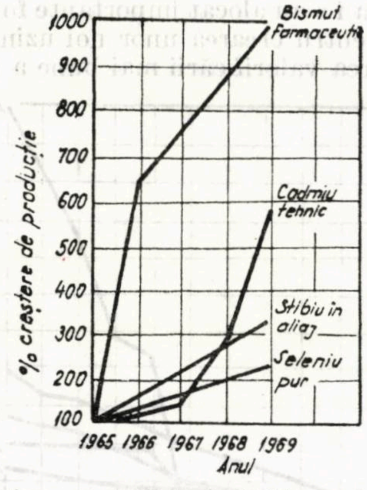


Fig. 2. Creşterea producţiei principalelor metale însoţitoare pe perioada 1965–1969

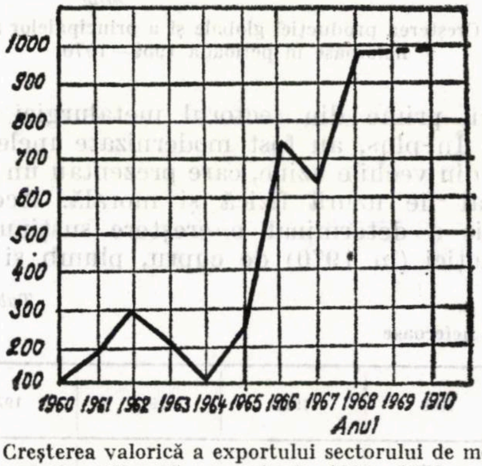


Fig. 3. Creşterea valorică a exportului sectorului de metalurgie neferoasă pe perioada 1960–1970

Concluzii

Activitatea în domeniul metalurgiei metalelor neferoase şi rare în etapa actuală se desfăşoară în R.S.R. în numeroase întreprinderi industriale de profil, într-un centru de calcul electronic (Slatina), într-un institut central de cercetări şi proiectări pentru minereuri şi metalurgie neferoasă (Baia Mare), la Centrul de cercetări pentru metale pure şi semiconductori din cadrul ICECHIM, la Centrul de crcetări de metale rare şi radioactive–Bucureşti (care funcţionează pe lîngă I.F.A. – Bucureşti şi este subordonat Institutului central de la Baia Mare) în centrele teritoriale de cercetare şi proiectare de pe lîngă Centralele industriale de minereuri şi metale neferoase şi rare, şi în laboratoarele de cercetare şi colective de proiectare de pe lîngă întreprinderile de profil.

Această amplă activitate a determinat realizarea unei producţii de metale neferoase la sfîrşitul cincinalului cu aproape de trei ori mai mare faţă de producţia din 1966. Creşterea acestei producţii (în R.S.R. se extrag în etapa actuală peste 15 metale) a avut la bază dezvoltarea capacităţilor de producţie ale uzinelor de profil şi realizarea unor noi obiective şi secţii importante, care au la bază tehnologia şi proiectarea românească : instalaţiile de valorificare a Cd şi In din subprodusele metalurgice ; obţinerea $ZnSO_4$; extragerea Sb şi a Bi din nămolurile de la electroliza Pb ; perfecţionarea tehnologiei de obţinere a Al_2O_3 ; instalaţia de valorificare a V_2O_5 şi galiului din soluţiile de aluminaţi ; elaborarea unui procedeu de ventilaţie şi purificare a gazelor de la electroliza Al şi recuperarea fluorului ; elaborarea a circa 20 tipuri de noi aliaje de aluminiu ; secţia de table şi ţevi de Pb ; secţia de afinare a metalelor preţioase ; instalaţia de pulberi de Cu ; instalaţia de obţinere a bioxidului de mangan electrolitic ; instalaţia pentru obţinerea pulberii de Al ; prăjirea în strat fluidizat a concentratelor cuproase ; obţinerea Hg pe cale hidrometalurgică ; instalaţia pentru obţinerea Al secundar şi pentru pulberea de zinc ; instalaţia pentru pulberi metalice greu fuzibile — pulberi de wolfram, molibden, nichel — obţinerea carburilor metalice sinterizate şi a plăcuţelor dure etc.

BIBLIOGRAFIE

[1] Oprea, Fl. *Dezvoltarea metalurgiei metalelor neferoase pe plan mondial.* În : Metalurgia, nr. 7, 8, 9, 1977.

[2] * * * *Planul naţional unic de dezvoltare al R.S.R.* România Liberă, 9692–22. XII., 1975.

[3] Oprea, Fl. *Procedee speciale în metalurgia metalelor neferoase.* Bucureşti, Editura tehnică, 1977.

[4] * * * *Programul directivelor de cercetare-ştiinţifică, dezvoltare tehnologică şi introducerea progresului tehnic în perioada 1981–1990 şi direcţiile principale pînă în anul 2000.* Bucureşti, Editura politică, 1979.

SINTEZĂ DOCUMENTARĂ

Sistemul de conducere a întreţinerii utilajelor tehnologice cu ajutorul calculatorului electronic în întreprinderile metalurgice din Republica Socialistă Cehoslovacă

Materialul elaborat constituie o sinteză a documentaţiei prezentate în cadrul Conferinţei internaţionale desfăşurate la Praga în perioada 3–5 octombrie 1978 care a avut ca temă „Conducerea activităţilor de întreţinere a utilajelor metalurgice cu ajutorul calculatorului electronic".

De menţionat că elaboratorii au participat la lucrările acestei conferinţe, iar ulterior au avut ocazia să efectueze o vizită de documentare la Combinatul metalurgic Kosice, avînd deci posibilitatea să înţeleagă mai bine concepţia sistemului.

Obiectivul urmărit de elaboratori constă în a semnala specialiştilor din institutele de inginerie tehnologică şi din sectoarele de întreţinere–reparaţii ale întreprinderilor Ministerului Industriei Metalurgice necesitatea studierii sistemului cehoslovac de conducere a întreţinerii utilajelor tehnologice, bazat pe utilizarea tehnicii de calcul electronic, care este complet, realist şi care din multe puncte de vedere poate fi un ghid în desăvîrşirea, într-o formă perfecţionată, a propriului sistem de tip funcţional.

★

Sistemul a fost elaborat de către Institutul de Cercetări tehnico-economice pentru industria metalurgică (TEVUX) din Praga, la cererea Direcţiei generale a metalurgiei fierului, în vederea desfăşurării funcţiunilor sale şi ca ghid în realizarea propriilor sisteme de către marile combinate metalurgice.

În figura 1 sînt prezentate componentele de bază ale sistemului, în figura 2, detalierea lor la nivel de activităţi, iar în figura 3, sistemul în forma sa integrată, aşa cum trebuie să funcţioneze în etapa finală de realizare.

Realizarea sistemului a cunoscut două etape pregătitoare:

— cunoaşterea detaliată a sistemelor de întreţinere a utilajelor metalurgice, bazate pe prelucrarea automată a datelor în întreprinderile metalurgice din străinătate;

— studierea aprofundată a sistemelor bazate pe utilizarea tehnicii de calcul automat realizate în întreprinderile metalurgice şi din alte ramuri, în special din chimie, ale economiei cehoslovace.

Obiectivul principal al etapei pregătitoare a constat în deducerea de soluţii posibile în vederea soluţionării sarcinilor primite de institut din partea Direcţiei generale a metalurgiei fierului.

Elaborarea concepţiei sistemice şi proiectarea propriu-zisă a fost realizată în trei etape, ultima avînd ca produs sistemul integrat prezentat în figura 3. Colectivul de proiectare din cadrul institutului a desfăşurat o largă consultare a altor colective de proiectare tehnologică din cadrul TEVUX, a specialiştilor din întreprinderi şi în special din acele întreprinderi unde se realizase sau erau în curs de realizare sisteme proprii de conducere a unor activităţi de întreţinere bazate pe utilizarea sistemelor de prelucrare automată a datelor.

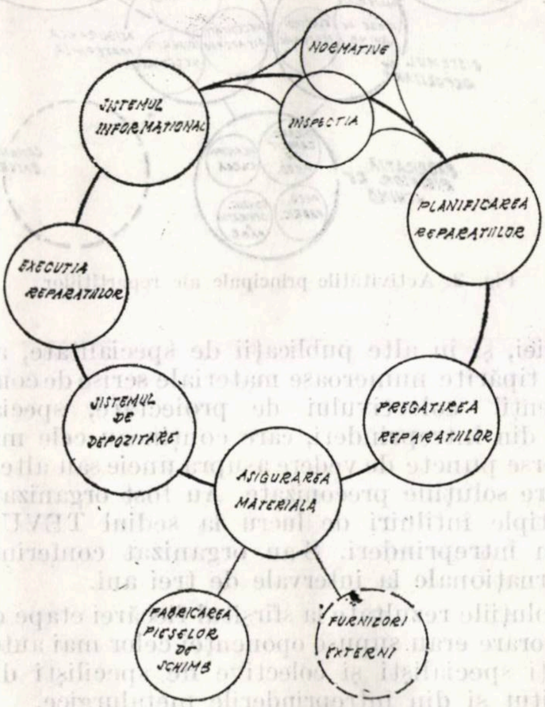


Fig. 1. Schema conducerii sistemului de întreţinere

În abordarea uneia sau alteia dintre modalităţile de utilizare a tehnicii de calcul automat se pleca numai după ce în prealabil se clarifica concepţia mecano-energetică de conducere într-o viziune unitară, sistemică, modernă.

Pe parcursul elaborării soluţiilor, în publicaţiile institutului, ale departamentului meta-

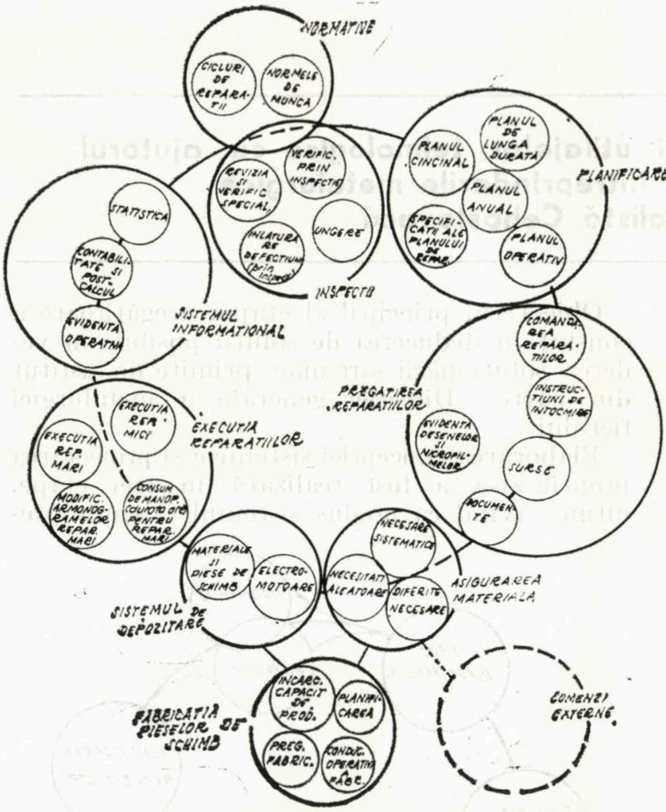

NORMATIVE
CICLURI DE REPARAȚII
NORMELE DE MUNCĂ
VERIFIC. PRIN INSPECȚIE
REVIZIA ȘI VERIFIC. SPECIAL.
ÎNLĂTURAREA DEFECȚIUNI (prin inspecție)
UNGERE
INSPECȚIE
PLANUL CINCINAL
PLANUL DE LUNGĂ DURATĂ
PLANUL ANUAL
SPECIFICAȚII ALE PLANULUI DE REPAR.
PLANUL OPERATIV
PLANIFICAREA
STATISTICA
CONTABILITATE ȘI POSTCALCUL
EVIDENȚA OPERATIVĂ
SISTEMUL INFORMAȚIONAL
COMANDAREA REPARAȚIILOR
INSTRUCȚIUNI DE ÎNTOCMIRE
EVIDENȚA DESENELOR ȘI MICROFILMELOR
SURSE
DOCUMENTE
PREGĂTIREA REPARAȚIILOR
EXECUȚIA REP. MICI
EXECUȚIA REP. MARI
MODIFIC. NOMOGRAMELOR REPAR. MARI
CONSUM DE MANOP. (ORE) PENTRU REPAR. MARI
EXECUȚIA REPARAȚIILOR
MATERIALE ȘI PIESE DE SCHIMB
ELECTROMOTOARE
SISTEMUL DE DEPOZITARE
NECESARE SISTEMATICE
NECESITĂȚI ALEATOARE
DIFERITE NECESARE
ASIGURAREA MATERIALĂ
ÎNCĂRC. CAPACIT. DE PROD.
PLANIFICAREA
PREG. FABRIC.
CONDUC. OPERATIVĂ FABR.
FABRICAȚIA PIESELOR DE SCHIMB
COMENZI EXTERNE

Fig. 2. Activitățile principale ale repartițiilor

lurgiei, și în alte publicații de specialitate, au fost tipărite numeroase materiale scrise de componenții colectivului de proiectare, specialiști din întreprinderi, care conțineau cele mai diverse puncte de vedere asupra uneie sau alteia dintre soluțiile preconizate. Au fost organizate multiple întîlniri de lucru la sediul TEVUX și în întreprinderi. S-au organizat conferințe internaționale la intervale de trei ani.

Soluțiile rezultate la sfîrșitul fiecărei etape de elaborare erau supuse oponenței celor mai autorizați specialiști și colective de specilişti din institut și din întreprinderile metalurgice.

Module ale sistemului prezentat sînt testate și urmărite în mod deosebit în marile combinate metalurgice. Așa de exemplu cel referitor la inspecții se realizează la întreprinderea metalurgică din Trencin, cel aferent planificării, programării lucrărilor de reparații pe baza graficului rețea de drum critic și urmărirea lor, la Combinatul metalurgic din Ostrava. Tot la acest combinat se testează și activitatea de planificare pregătire tehnologică, programare, lansare și urmărire a fabricației pieselor de schimb (economia sau gestiunea pieselor de schimb). La Combinatul metalurgic din Kosice s-a realizat un sistem foarte eficient de depozitare și mișcare a pieselor de schimb, bazat pe variația stocului de siguranță determinat prin intermediul consumurilor specifice ale fiecărui utilaj tehnologic, utilizînd metode statistico-matematice de prelucrare a datelor „istorice" culese pe o perioadă de aproximativ zece ani.

Scopul introducerii tehnicii de calcul automat în conducerea activităților de întreținere a utilajelor metalurgice constă în facilitarea, precizarea și perfecționarea sistemului aferent acestui amplu și exigent complex de activități al întreprinderii metalurgice.

Nu constituie un scop în sine și nici o modă, ci o necesitate imperioasă. Volumele foarte mari de date ce se impun a fi prelucrate și cerințele unei conduceri eficiente a activităților de întreținere și reparații mecano-energetice nu mai pot fi asigurate prin procedee și metode clasice, indiferent de gradul perfecționării lor și de personalul repartizat. Urmărirea evoluției fenomenelor, cerințele operative de decizii optimale și de documentații tehnologice calificate pot fi asigurate numai pe baza utilizării tehnicii de prelucrare automată a datelor.

De menționat că prelucrarea mecanizată a documentației (microfilmări, multiplicări etc.) este o activitate realizată unitar și centralizat de mai mult timp în întreprinderile metalurgice cehoslovace, în sistem fiind inclusă în mod firesc ca ceva ce funcționează deja eficient.

Proiectînd noul sistem s-a avut în vedere :
— ca acesta să fie practic ;
— să se realizeze etapizat ;
— să corespundă atît cerințelor actuale moderne de conducere cu ajutorul calculatorului electronic, cît și evoluțiilor așteptate în perspectivă ca urmare a revoluției tehnico-științifice.

Este un sistem complex care include toate categoriile de activități tehnice și economice (fig. 1—3), respectiv planificarea, programarea, lansarea și urmărirea lor, analiza tehnico-economică, sinteza și simularea variantelor decizionale din sfera întreținerii utilajelor metalurgice.

Se apreciază că nu este posibil ca toate întreprinderile metalurgice să preia un sistem unitar în întreaga sa entitate. Acesta urmează a fi adaptat la specificul fiecărei întreprinderi. În acest context se are în vedere integrarea lucrărilor bazate pe folosirea tehnicii de calcul automat deja realizate, eventual cu unele modificări pentru utilizarea lor eficientă.

Elaboratorii materialului de față au avut ocazia să constate că uzinele de reparații din combinatele metalurgice (avînd funcțiuni foarte asemănătoare direcților noastre mecano-energetice) au fost interesate în utilizarea tehnicii de calcul automat.

Așa se explică faptul că la Combinatele metalurgice de la Kosice, Ostrava și din alte localități în cadrul uzinelor de reparații își desfășoară activitatea colective mixte de ingineri, matematicieni, economiști care proiectează și realizează lucrări ample bazate pe utilizarea prelucrării automate a datelor, centrul de calcul asigurînd exploatarea lor.

În continuare vor fi reliefate cîteva aspecte cheie în concepția de realizare a unor grupe de activități componente ale sistemului.

A. *Inspecția și reparațiile curente.* Pentru reparațiile curente sistemul de prelucrare automată a datelor:

— ține evidența utilajelor care urmează a fi supuse reviziilor;

— editează programul reviziilor;

— asigură documentația tehnologică a reparațiilor curente.

Pentru *inspecții* ține o evidență a tuturor examinărilor, menționînd numărul de lucrători pe profesii și termenele pentru fiecare inspecție.

Inspecțiile se efectuează planificat, iar programul se întocmește semestrial. Sînt cuprinse

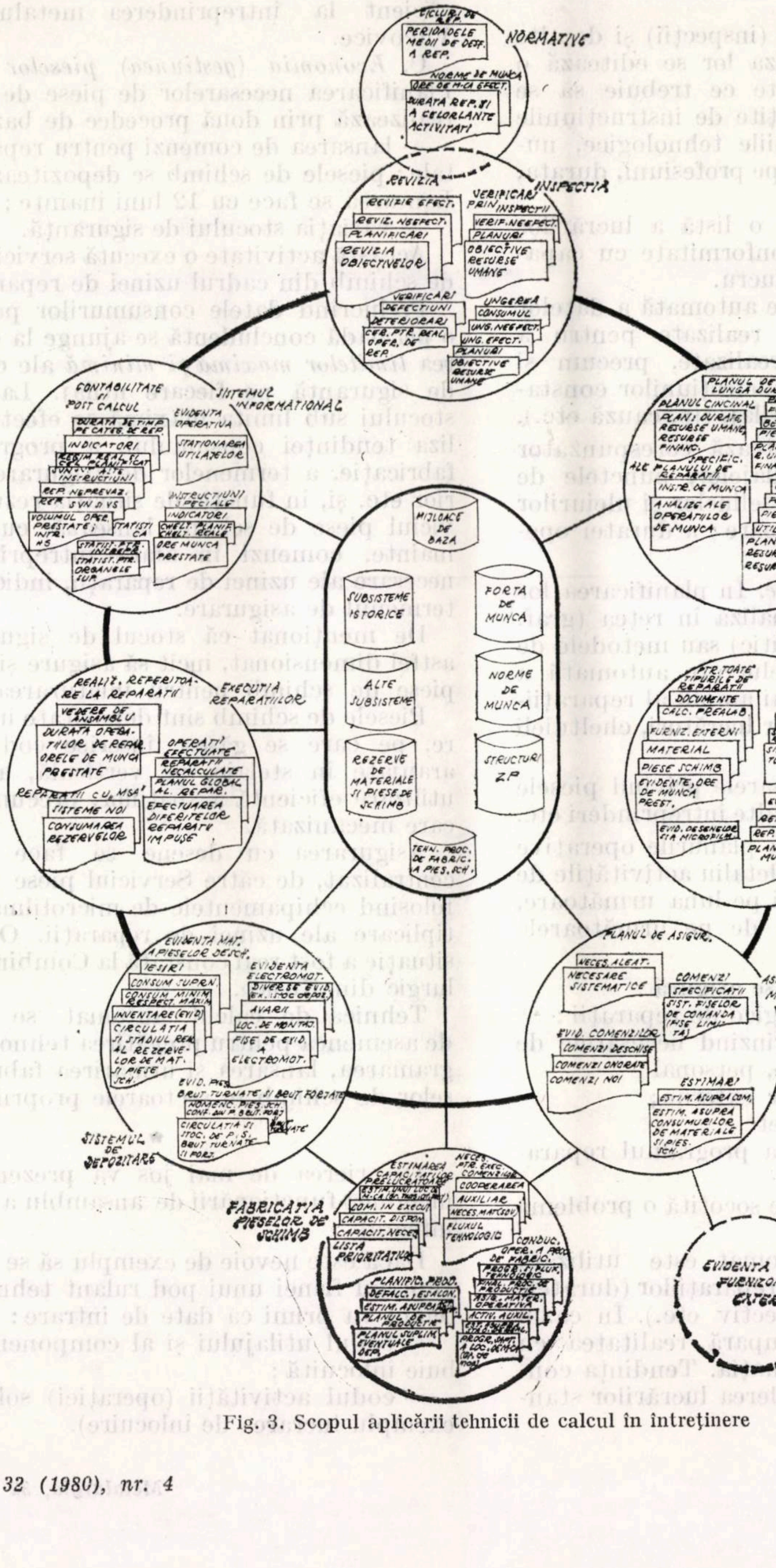

NORMATIVE
CICLURI DE REP.
PERIOADELE MEDII DE DEFF. A REP.
NORME DE MUNCA
ORE DE M-CA EFECT.
DURATA REP. SI A CELORLANTE ACTIVITATI
REVIZIA
INSPECTIA
REVIZIE EFECT.
REVIZ. NEEFECT.
PLANIFICARI
REVIZIA OBIECTIVELOR
VERIFICARI PRIN INSPECTII
VERIF. NEEFECT.
PLANURI
OBIECTIVE RESURSE UMANE
VERIFICARI
DEFECTIUNI
DETERIORARI
CER. PTR. REAL. OPER. DE REP.
UNGEREA
CONSUMUL
UNG. NEEFECT.
UNG. EFECT.
PLANURI
OBIECTIVE RESURSE UMANE
CONTABILITATE SI POST CALCUL
SISTEMUL INFORMATIONAL
DURATA DE TIMP PE CATEG. DE REP.
INDICATORI
REGIM REAL SI CEL PLANIFICAT
INSTRUCTIUNI
REP. NEPREVAZ.
REP. SVN SI VS
VOLUMUL OPER. PRESTATE; INTR. HS
STATISTICA
STATIST. PTR. INTREPR.
STATIST. PTR. ORGANELE SUP.
EVIDENTA OPERATIVA
STATIONAREA UTILAJELOR
INSTRUCTIUNI SPECIALE
INDICATORI
CHELT. PLANIF. CHELT. REALE
ORE MUNCA PRESTATE
PLANIFICAREA
PLANUL DE LUNGA DURATA
PLANUL CINCINAL
PLAN: DURATE, RESURSE UMANE, RESURSE FINANC.
PLAN ANUAL
FURNIZORI
BENEFICIARI
PIESE DE SCH.
PLAN: DURATE, R. UMANE, R. FINANC.
SPECIFIC. ALE PLANULUI DE REPARATII
INSTR. DE MUNCA
ANALIZE ALE OPERATIILOR DE MUNCA
PROGRAMUL
BENEFICIARI
FURNIZORI
PIESE SCHIMB
UTILIZAREA
PLAN: DURATE, RESURSE UMANE, RESURSE FINANC.
MIJLOACE DE BAZA
SUBSISTEME ISTORICE
FORTA DE MUNCA
ALTE SUBSISTEME
NORME DE MUNCA
REZERVE DE MATERIALE SI PIESE DE SCHIMB
STRUCTURI ZP
TEHN. PROC. DE FABRIC. A PIES. SCH.
REALIZ. REFERITOARE LA REPARATII
EXECUTIA REPARATIILOR
VEDERE DE ANSAMBLU
DURATA OPERATIILOR DE REPAR.
ORELE DE MUNCA PRESTATE
OPERATII EFECTUATE
REPARATII NECALCULATE
PLANUL GLOBAL AL REPAR.
REPARATII CU MSA
SISTEME NOI
CONSUMAREA REZERVELOR
EFECTUAREA DIFERITELOR REPARATII IMPUSE
PREGATIREA REPARATIILOR
PTR. TOATE TIPURILE DE REPARATII
DOCUMENTE
CALC. PREALAB.
FURNIZ. EXTERNI
MATERIAL
PIESE SCHIMB
EVIDENTE, ORE DE MUNCA PREST.
EVID. DESENELOR SI A MICROFILM.
OPERATII CU MSA
ALTE ASPECTE TRANSP. + MANEV.
SIST. LIVRARII, REPARTIZARII
SISTEME DIRECTOARE
REPARATII CICLICE
EVIDENTE
REP. NEEFECT.
REP. EFECTUATE
PLAN DE MUNCA
SISTEMUL DE DEPOZITARE
EVIDENTA MAT. A PIESELOR DE SCH.
IESIRI
CONSUM SUPRN.
CONSUM MINIM RESPECT. MAXIM
INVENTARE (EVID.)
CIRCULATIA SI STADIUL REAL AL REZERVELOR DE MAT. SI PIESE SCH.
EVIDENTA ELECTROMOT.
DIVERSE EVID. EX. STOC DEPOZ.
AVARII
LOC. DE MONTAJ
FISE DE EVID. A ELECTROMOT.
EVID. PIES. BRUT TURNATE SI BRUT FORJATE
NOMENC. PIES. SCH. CONF. DIN P. BRUT. FORJ.
CIRCULATIA SI STOC. DE P. S. BRUT TURNATE SI FORJ.
ASIGURAREA MATERIALA
PLANUL DE ASIGUR.
NECES. ALEAT.
NECESARE SISTEMATICE
COMENZI
SPECIFICATII
SIST. FISELOR DE COMANDA (FISE LIMITA)
EVID. COMENZILOR
COMENZI DESCHISE
COMENZI ONORATE
COMENZI NOI
ESTIMARI
ESTIM. ASUPRA COM.
ESTIM. ASUPRA CONSUMURILOR DE MATERIALE SI PIES. SCH.
FABRICATIA PIESELOR DE SCHIMB
ESTIMAREA CAPACITATILOR PRELUCRATOARE
COM. IN EXECUT.
CAPACIT. DISPON.
CAPACIT. NECES.
LISTA PRIORITATILOR
NECES. PTR. EXEC. COMENZILOR
COOPERAREA
AUXILIAR
NECES. MAT. (SDV)
FLUXUL TEHNOLOGIC
CONDUC. OPER. A PROC. DE FABRIC.
PROGR. SI FLUX. TEHNOLOGIC
FINAL. PROC. DE PRODUCTIE
ASIG. MATER. OPERATIVA
ACTIV. AUXIL.
PLANIFIC. PROD.
DEFALC., ESALON.
ESTIM. ASUPRA
PLANUL DE PRODUCTIE
PLANUL SUPLIM. EVENTUALE DEP.
EVIDENTA FURNIZORILOR EXTERNI

Fig. 3. Scopul aplicării tehnicii de calcul în întreținere

activitățile standard de inspecție, obligatorii, ciclice și/sau pentru urmărirea evoluției unei stări de uzură anterior depistate.

Inspecțiile de rutină și amploare mică nu se planifică.

Lunar se editează instrucțiunile (fișele) de lucru.

Se asigură prelucrarea automată a datelor rezultate din inspecția utilajelor (exemplu : gradul de uzură fizică).

În funcție de constatări (inspecții) și de alte cerințe rezultate din analiza lor se editează o listă a reparațiilor curente ce trebuie să se execute. Acestea sînt însoțite de instrucțiunile de lucru incluzînd operațiile tehnologice, numărul necesar de lucrători pe profesiuni, durata, costurile etc.

Săptămînal se editează o listă a lucrărilor pentru șeful echipei, în conformitate cu capacitatea formației sale de lucru.

În sistemul de prelucrare automată a datelor se înregistrează lucrările realizate pentru a asigura listarea celor nerealizate, precum și pentru „istoricul" tuturor defecțiunilor constatate (utilaj, componentă utilaj, tip, cauză etc.).

Sistemul include și tratează corespunzător serviciul de ungere a utilajelor, punctele de ungere ; indică mărcile vaselinelor și uleiurilor de ungere, a celor înlocuitoare ; a duratei operațiilor etc.

B. *Reparații de amploare.* În planificarea lor se utilizează metoda de analiză în rețea (graf. rețea pe bază de drum critic) sau metodele de simulare. Sistemul de prelucrare automată a datelor asigură un plan mai amplu al reparațiilor (termene, durate, număr lucrători, cheltuieli etc.).

Din acesta rezultă necesarele privind piesele de schimb, al cooperării cu alte întreprinderi etc.

Se editează de asemenea planurile operative (lunare), care cuprind în detaliu activitățile de reparații pe luna în curs și pe luna următoare, precum și orientativ cele de pe următoarele 11 luni.

Prin intermediul SPAD se asigură :

— instrucțiunile tehnologice de reparații ;

— listele detaliate, cuprinzînd necesarele de piese de schimb, materiale, personal ;

— necesarul cooperărilor externe ;

— situația cheltuielilor etc.

Se editează de asemenea programul reparațiilor ciclice.

Execuția reperațiilor este socotită o problemă tehnică.

Tehnica de calcul automat este utilizată pentru urmărirea realizării reparațiilor (duratele reale, lucrările realizate efectiv etc.). În cazul lucrărilor normate se compară realitatea cu norma și se analizează situația. Tendința constă în a se ajunge ca ponderea lucrărilor standard să fie ridicată.

Se prevede actualizarea graficului rețea pe bază de drum critic în funcție de evoluția lucrărilor.

Elaboratorii sintezei au constatat utilizarea acestei metode la reparația capitală a unui furnal la Combinatul metalurgic din Kosice.

De menționat că se urmăresc toate categoriile de cheltuieli cu întreținerea și se fac analize economice. Această activitate s-a realizat eficient la întreprinderea metalurgică din Vitcovice.

C. *Economia (gestiunea) pieselor de schimb.* Planificarea necesarelor de piese de schimb se realizează prin două procedee de bază :

— lansarea de comenzi pentru reparații capitale ; piesele de schimb se depozitează separat. Lansarea se face cu 12 luni înainte ;

— variația stocului de siguranță.

Această activitate o execută serviciul de piese de schimb din cadrul uzinei de reparații.

Prelucrînd datele consumurilor pe utilaj pe o perioadă concludentă se ajunge la determinarea *limitelor maximă și minimă* ale consumului de siguranță pe fiecare utilaj. La coborîrea stocului sub limita maximă se efectuează analiza tendinței consumului, a programelor de fabricație, a termenelor de asigurare din exterior etc. și, în funcție de situația rezultată, serviciul piese de schimb lansează, cu 4—5 luni înainte, comenzi în afara întreprinderii sau necesare ale uzinei de reparații, indicînd lotul și termenul de asigurare.

De menționat că stocul de siguranță este astfel dimensionat, încît să asigure și cerința de piese de schimb pentru înlăturarea avariilor.

Piesele de schimb sînt depozitate în conteinere, pe care se găsesc înscrise codurile lor și aranjate în stelaje, pe verticală, asigurînd o utilizare eficientă a spațiilor, precum și o mișcare mecanizată.

Asigurarea cu desene se face unitar și centralizat, de către Serviciul piese de schimb, folosind echipamentele de microfilmare — multiplicare ale uzinei de reparații. O asemenea situație a fost real constată la Combinatul metalurgic din Kosice.

Tehnica de calcul automat se utilizează de asemenea pentru pregătirea tehnologică, programarea, lansarea și urmărirea fabricației pieselor de schimb în sectoarele proprii.

*

Descrierea de mai jos va prezenta succint imaginea funcționării de ansamblu a sistemului integrat.

Dacă este nevoie de exemplu să se înlocuiască cuplajul frînei unui pod rulant tehnologic, sistemul va primi ca date de intrare :

— codul utilajului și al componentei ce trebuie înlocuită ;

— codul activității (operației) solicitate (de exemplu lucrarea de înlocuire).

Tehnica de calcul va realiza automat legăturile între componentele utilajului : caută în ansamblul obiectivelor pentru întreţinere — reparaţii evidenţa obiectului reparaţiei (de exemplu podul rulant), care conţine de asemenea legături cu alte componente ale sale (de exemplu frînă, cuplaj). De la aceste componente preia o serie de date referitoare la respectiva piesă (număr microfilm, lista normei de lucru), iar pe baza altor legături caută listele cu tarifele de retribuţie pentru personalul participant la înlocuirea cuplajului frînei.

SPAD trebuie să editeze :

— cerinţele de pregătire a reparaţiei ;
— antecalculul cheltuielilor ;
— instrucţiunile de lucru ;
— necesarele de piese schimb, materiale etc.

La alte apelări SPAD determină şi stabileşte stadiul de disponibilitate a : forţei de muncă ; asigurării cu piese de schimb etc.

*

Sistemul prevede dotarea alături de sisteme mari (în R.S.C. întreprinderile metalurgice sînt dotate cu calculatoare electronice de tip I B M) cu mini- şi microcalculatoare (în special pentru fabricaţia pieselor de schimb, urmărirea lucrărilor de reparaţii etc.).

Ing. N. Pavel
Combinatul siderurgic — Galaţi

REVISTA REVISTELOR

Stal, U.R.S.S., nr. 12, 1979

Principiile de apreciere a influenței factorilor tehnologici asupra indicilor de elaborare în furnal, p. 895 — *Creșterea rezistenței paturilor de răcire ale cuvelor și etalajelor furnalelor*, p. 899 — *Perfecționarea tehnologiei de elaborare a oțelului în secțiile de convertizoare cu oxigen și Martin*, p. 899 — *Elaborarea în cuptorul tandem a oțelului slab aliat pentru conducte mari de gaze, p. 903* — *Obținerea oțelului necalmat cu oxidare optimă în condiții de insuflare intensivă cu oxigen*, p. 906 — *Experiența de exploatare a jgheaburilor de evacuare a oțelului cu blocarea zgurei din cuptor*, p. 907 — *Perfecționarea tehnologiei de turnare continuă a oțelului și îmbunătățirea calității lingoului*, p. 910 — *Conferința tehnică a țărilor membre C.A.E.R. „Elaborarea oțelului în convertizoarele cu oxigen cu suflare prin fund"*, p. 911 — *Rezervele de reducere a cheltuielilor materiale la elaborarea oțelului electric*, p. 913 — *Comportarea hidrogenului la elaborarea oțelurilor feritomartensitice prin folosirea retopirii electrice sub zgură*, p. 914 — *Înlăturarea sensibilității mărite la fisurare a aliajului EI787*, p. 917 — *Mecanismul de formare a stratului de depunere pe lingoul obținut prin turnare sub vid, morfologia și compoziția fazică a defectului tip „spirală"*, p. 919 — *Paricularitățile tehnologice ale fabricării oțelului rapid R6M5-Ș*, p. 922 — *Obținerea ferosiliciului — 65% cu conținut scăzut de carbon și crom pentru oțel de dinamuri*, p. 924 — *Studierea regimului termic al conductorilor rețelei secundare de la cuptorul de feroaliaje cu admisie de curent prin partea de sus*, p. 925 — *Influența condițiilor laminării la rece asupra calității tablei de oțel cu conținut scăzut de carbon*, p. 927 — *Perfecționarea tehnologiei de acoperire cu plumb a tablei groase de oțel și a benzilor de oțel*, p. 929 — *Tehnologia de obținere a rulourilor și recoacerea lor în cuptoarele cu clopot*, p. 930 — *Șabloane pentru controlul profilelor și al dimensiunilor laminatului*, p. 932 — *Perfecționarea tehnologiei de tragere pe dorn a țevilor cu pereți groși*, p. 934 — *Influența condițiilor de încălzire a lingourilor la deformare asupra calității țevilor*, p. 937 — *Utilizarea noilor lubrifianți chimici la prelucrarea sub presiune a metalelor*, p. 938 — *Influența structurii și a morfologiei sulfurilor asupra proprietăților oțelului pentru țevi 0992FB obținut prin laminare controlată*, p. 939 — *Proprietățile oțelului beton din clasa At-III durificat termic*, p. 943 — *Utilizarea oțelului martensitic îmbătrînibil, rezistent la coroziune pentru țevile deformate la rece*, p. 945 — *Compoziția fazică și morfologică a incluziunilor în oțelul 38HMIu A-Ș*, p. 947 — *Anizotropia proprietăților mecanice ale axelor de la laminarea elicoidală*, p. 948 — *Creșterea eficienței de utilizare a resurselor energetice secundare în siderurgie*, p. 954.

Hutnik, Polonia, nr. 10, 1979

Sistem automat de dozare a păcurii în furnal, p. 401 — *Cercetarea pe bază de modele a stării de deformare în procesul de refulare prin forjarea inelelor*, p. 404 — *Bazele determinării programului de încălzire a oțelului în cuptoare cu propulsie*, p. 409 — *Modificări în siderurgia mondială*, p. 416 — *Noi concepții privind elaborarea și laminarea oțelului destinat țevilor de marcă 15HM și 16M*, p. 422.

Hutnik, Polonia, nr. 11, 1979

Modelarea distribuirii încărcăturii în gura de încărcare a furnalului, p. 437 — *Cercetarea pe modele a deformărilor la laminarea profilelor*, p. 441 — *Bazele încălzirii programate la cuptoarele cu vatră pășitoare*, p. 446 — *Interacțiunea jeturilor de gaze la evacuarea din lăncile cu mai multe orificii*, p. 456 — *Răcirea prin evaporare a cuptorului cu vatră pășitoare pentru încălzirea țaglelor de laminat*, p. 461 — *Influența alcaliilor asupra funcționării furnalelor*, p. 466.

Wiadomosci Hutnicze, Polonia, nr. 10 1979

Influența incluziunilor nemetalice asupra refractarității aliajelor de rezistență p. 317 — *Calitatea și scoaterea la laminarea pe slebing*, p. 325 — *Noi betoane refractare pentru siderurgie*, p. 331 — *Încărcarea și asigurarea produselor în comunicația pe cale ferată*, p. 333 — *Perfecționarea pregătirii profesionale a muncitorilor în metalurgie*, p. 335 — *Noi norme siderurgice*, p. 337.

Wiadomosci Hutnicze, Polonia, nr. 11, 1979

Minereuri sovietice pentru siderurgia poloneză, p. 357 — *Direcțiile de dezvoltare a laminoarelor de semifabricate*, p. 359 — *Perspectivele dezvoltării producției poloneze de țevi din oțel pînă în anul 2000*, p. 362 — *Tragerea barelor cu profil poligonal regulat*, p. 369 — *Superplasticitatea structurală a oțelului carbon eutectoid*, p. 378 — *Reducerea la minimum a apei de completare a circuitelor de apă din uzinele siderurgice*, p. 383 — *Noi tehnici de perfecționare a volumului de export-import cu produse metalurgice*, p. 387 — *Perspectivele dezvoltării siderurgiei în Republica Populară Bulgaria*, p. 389.

Neue Hütte, R.D.G., nr. 12, 1979

Dezvoltarea cuptoarelor de topire cu plasmă de mare capacitate — extrapolarea condițiilor operaționale cu ajutorul simulării matematice, p. 441 — *Problemele fabricării oțelurilor de automate în cuptoare electrice cu arc și Martin*, p. 444 — *Transferul producției de oțel pentru automate din convertizorul Thomas în agregate de elaborare a oțelului cu insuflare intensivă de oxigen și rezultatele obținute în privința sortimentului și proprietăților*, p. 448 — *Dezvoltarea unui oțel de automate microaliat*, p. 451 — *Simularea pe calculator a solidificării lingurilor într-o lingotieră ținînd seamă în special de contactul între* *lingou și lingotieră*, p. 455 — *Cercetarea așchiabilității și structurii incluziunilor în oțelul de automate*, p. 459 — *Influența cuprului și staniului asupra deformării la cald a oțelului slab carburat nealiat*, p. 462 — *Distribuția probabilă log-normală și aplicarea ei la interpretarea statistică a valorilor de calitate ale șarjelor turnate continuu pentru țevi*, p. 467.

Iron and Steel Engineer, S.U.A., nr. 9, 1979

Expoziția siderurgică și convenția anuală AISI 1979, p. Cl—1 ; *Sistemul de ardere închis al convertizorului cu oxigen de la compania Republic Cleveland*, p. 25 — *Stingerea uscată a cocsului — un procedeu de recuperare a energiei*, p. 33 — *Industria oțelului din U.R.SS. : probleme și proiecte*, p. 39 — *Creșterea capacității de elaborare a oțelului LD pe plan mondial*, p. 41 — *Sistemul de control cu zgomot diminuat utilizat la transferul țevilor*, p. 47 — *Încălzirea prin inducție a sleburilor de la compania americană Mc Louth Steel*, p. 50 — *Punerea la punct a noului echipament de control al poluării*, p. 57 — *Minicalculatorul fixează fluxurile de construcție în timpul real*, p. 59 — *Turnătoria Lynchburg folosește recipiente din oțel pentru manipularea aliajelor*, p. 61 — *Materialele refractare utilizate pe scară largă în cuptoarele electrice cu arc*, p. 64.

Ironmaking and Steelmaking, Anglia, nr. 6, 1979

Caracteristicile și reglarea distribuției stratului de fuziune în furnal, p. 261 — *Pătrunderea jeturilor de particule și de gaz în lichide*, p. 268 — *Efectele de scară în studiul pe machetă a caracteristicilor jeturilor care ies din lăncile convertizoarelor cu oxigen*, p. 274 — *Fenomenele de scurgere, de amestecare și de transfer de masă în oalele cu barbotare cu argon*, p. 285 — *Afinarea sub vid a băilor de fontă de turnătorie*, p. 294 — *Noi tehnici de îmbogățire și de manipulare a fierului vechi* p. 301. *Recuperarea și prepararea fierului vechi pentru obținerea oțelurilor aliate*, p. 305.

Siderurgia latinoamericana, Chile, nr. 232, aug., 1979

Prezentul și viitorul miniuzinelor în America latină, p. 34 — *Comercializarea minereului de fier din Venezuela*, p. 78 — *Congresele ILAFA*, p. 82 — *Proiectele de laminoare pentru bare, sîrmă și profile ușoare, în miniuzinele siderurgice*, p. 84.

Siderurgia latinoamericana, Chile, nr. 233, sept., 1979

ILAFA-20 : Prezență activă a siderurgiei latinoamericane în Santiago, p. 70 — *Panorama industriei siderurgice chiliene*, p. 73 — *Minele de fier de la Orinoco aprovizionează industria siderurgică a Venezuelei și asigură competitivitatea pe piața mondială*, p. 80 — *Molibdenul și oțelurile speciale*, p. 100 — *Noul laminor de produse plate la cald al uzinei CAP din Huachipato, Chile*, p. 105.

Siderurgia latinoamericana, Chile, nr. 234, oct., 1979

Hispanobras : Cea mai reușită uzină de pelete din America latină, p. 24 — *Brazilia analizează normalizarea tehnicii în sectorul siderurgic*, p. 28 — *Normalizarea comerțului internațional al oțelului : sursa, situația prezentă și poziția țărilor în curs de dezvoltare*, p. 41— *Utilizarea la maximum a materiilor prime naționale în cuptorul de la SIDINSA*, p. 51 — *Punerea în funcțiune a uzinei integrate ACINDAR ; concepții aplicate la proiectul uzinei ACINDAR*, p. 61.

Bollettino Tecnico Finsider, Italia, nr. 381—382, iul.—oct., 1979

Decaparea electrolitică neutră. Sinteză privind activitatea de cercetare în laborator și la linia pilot, p. 187 — *Oțeluri utilizate pentru construcția vasului semisubmersibil „ Castro 6". Probleme și experiențe*, p. 196 — *Comportarea laminatelor de oțel supuse deformării la rece*, p. 202 — *Tehnici pentru determinarea deformărilor la prelucrările plastice*, p. 210.

Ogneupori, U.R.S.S., nr. 12, 1979

Influența unor parametri tehnologici asupra proprietăților poduselor din caolin nisipos, p. 4 — *Capsule ceramice pentru determinarea conținutului de sulf și carbon în fontă și oțel*, p. 8 — *Uniformitatea arderii și economisirii combustibilului în cuptorul tunel*, p. 14 — *Solicitarea termică a plăcilor din periclaz în închizătoarele cu sertar de la oalele de turnare a oțelului*, p. 21 — *Suporturi din materiale refractare pentru încălzirea prin inducție a metalelor greu fuzibile pînă la 2 330 °C*, p. 26 — *Folosirea materialelor refractare carborundice în cuptoarele cu cementare în mediu gazos*, p. 29 — *Influența parametrilor tehnologici asupra proprietăților materialelor refractare din periclaz cromit*, p. 31 — *Armarea ceramicii din corindon cu cristale filiforme de mulit*, p. 34 — *Proprietățile termofizice ale barbotinei termoplastice de turnare a unor oxizi cu refractaritate ridicată*, p. 37 — *Studierea structurii materialelor refractare în soluție cu ajutorul microscopiei electronice*, p. 40 — *Determinarea conținutului de carbon total și liber în materialele refractare cu expres-analizorul AN-29*, p. 43— *Cercetări dilatometrice privind materialele aluminocarborundice pe bază de liant din aluminiu-crom-fosfat*, p. 46 — *Mărirea vitezei de rotație a capsulelor pentru arderea semifabricatelor de condensatoare ceramice*, p. 50 — *Fabricarea și utilizarea excavatoarelor de mică capacitate cu roată portcupe în R.D.G. și R.P.P.*, p. 50.

Refrattari, Italia, nr. 5, mai—aug., 1979

Dezvoltări ale refractarelor pentru cuptoare de ciment p. 297 — *Aspecte termodinamice ale stabilității chimice a oxizilor refractari*, p. 327.

Revue de l'Aluminium, Franța, nr. 487, aug-sept., 1979

Rolul presei profesionale, p. 339 — *Benelux. Comerțul exterior cu aluminiu brut în 1977 și 1978*, p. 343 — *Aluminiul turnat la Sitev 79*, p. 347 — *Aluminiul în conductori și materiale electrice de tracțiune feroviară*, p. 364 — *Un studiu de reducere a greutății Fiat-Teksid încurajator*, p. 371.

Revue de l'Aluminium, Franța, nr. 488, oct., 1979

Evoluția industriei aluminiului în Japonia, p. 381 — *Islanda : Aluminiul contra diferitelor conjuncturi*, p. 392 — *Aluminiul în acoperirea suprafeței izolanților termici*, p. 410 — *Dezvoltări în racordarea prin poansonare a cablurilor de distribuție pentru electricitate de tensiune medie și joasă*, p. 412.

Aciers spéciaux, Franța, nr. 47, 1979

Viitoare manifestări și publicații, p. 2—*Raport asupra activității industriei franceze a oțelurilor fine și speciale, în anul 1978*, p. 3 — *Importanța oțelurilor rapide obținute prin metalurgia pulberilor, în domeniul formării și decupării*, p. 14 — *Deformabilitatea la rece și posibilitatea de uzinare în stare deformată a oțelurilor speciale. Aplicații la oțelurile cu conținut variabil de sulf*, p. 24.

C.I.T., Franța, nr. 9, 1979

Valorificarea la maximum a zgurelor, p. 1031 — *Rezultate metalurgice ale insuflării de SiCa în oală asupra oțelurilor calmate cu aluminiu*, p. 1041 — *Afinarea în oală la oțelăria Saint-Saulve*, p. 1067 — *Importanța laminării controlate în fabricarea tablelor din oțel cu limită de elasticitate înaltă*, p. 1077 — *Influența hidrogenului și a altor factori asupra fenomenelor de reducere a oxizilor de fier la înaltă temperatură în prezența cocsului reactiv*, p. 1089.

C.I.T., Franța, nr. 10, 1979

Economii și utilizări optime ale energiei în cocserii, p. 1135 — *Studiul structurii a două turte de aglomerat din minereuri de Lorena, pregătite în condiții de aprindere diferită*, p. 1149 — *Problema noxelor sonore. Examinarea cazului cuptoarelor de laminor*, p. 1169 — *Originile formării defectelor la extremitățile produselor laminate (simulare cu plastilină)*, p. 1179 — *Coroziunea sub tensiune a oțelurilor inoxidabile în medii clorurate (studiu bibliografic)*, p. 1189 — *Stabilitatea dimensională a oțelurilor după aplicarea tratamentelor termice. Aspecte metalurgice*, p. 1209.

La Metallurgia Italiana, Italia, nr. 7–8, 1979

Utilizarea tehnicii ESCA pentru cercetarea suprafeței oțelului 38NCD4 cu implantare ionică de azot, p. 313 — *Caracterizarea unui oțel feritic slab aliat cu Cr—Mo—V utilizat la tubulatura instalațiilor termoelectrice*, p. 318 — *Caracterizarea oțelurilor feritice cu Cr—Mo, utilizate la înaltă temperatură, în diferite stadii de degradare*, p. 323 — *Caracteristicile mecanice și de rezistență la coroziune ale țevilor sudate din oțel EU 18—2 Cr Mo (Ti)*, p. 331.

Fonderie, Franța, nr. 392, oct., 1979

Mărci de oțeluri turnate utilizabile la temperaturi scăzute (pînă la —70°C), p. 279 — *Proprietăți metalurgice și costul elaborării fontelor de cubilou și de cuptor electric, P.II: Aspecte tehnico-economice*, p. 291 — *Controlarea micrografică a tratamentului termic al aliajului A—U5GT*, p. 297,

La Fonderia Italiana, Italia, nr. 9 1979

Influența tratamentului termic asupra proprietăților pieselor turnate din aliaje 50 Cr—Ni modificate, p. 225 — *Situația sistemelor de turnare și fabricare a miezurilor în turnătorie*, p. 231 — *Controlul topirii metalelor cu ajutorul unui dozator de energie*, p. 238 — *Tratamentul termic al fontelor cenușii și aliate, P.II*, p. 242.

Giesserei, R.F.G., nr. 22, 1979

Durabilitatea pieselor din fontă cu grafit lamelar turnate în cochile, p. 805 — *Determinarea temperaturii de turnare a pieselor din oțel*, p. 812 — *Sinteză bibliografică anuală asupra turnării metalelor ușoare în forme de nisip și în cochile*, p. 815.

Giesserei, R.F.G., nr. 23, 1979

Coordonarea capacităților în sisteme în flux din turnătorii, p. 829 — *Planificarea succesiunii operațiilor la instalații automate de formare, pentru fabricarea economică a seriilor mici*, p. 837 — *Controlul costurilor ca mijloc de scădere a costurilor*, p. 844.

Ogneupori, U.R.S.S., nr. 11, 1979

Alegerea materialelor refractare și a diametrului canalului plăcilor dispozitivelor cu sertar ale oalelor de turnare a oțelului, p. 13 — *Producția de refractare corindonice și serviciul lor în închizătoarele cu sertar*, p. 18 — *Asimilarea producției de plăci corindonice pentru închizătoarele cu sertar*, p. 24 — *Uzura refractarelor în închizătoarele cu sertar ale oalelor de turnare a oțelului*, p. 24 — *Durabilitatea plăcilor corindonice în închizătoarele cu sertar, la turnarea oțelului în lingotiere din oalele cu capacitatea de 140 t*, p. 30 — *Experiența obținerii refractarelor bazice turnate*, p. 33 — *Metodica determinării conductibilității termice a materialelor termoizolante de mare eficiență*, p. 36 — *Reparația capitală a cuptorului tunel, pentru arderea produselor din șamotă*, p. 38 — *Rezistența excavatoarelor de extracție cu roată portcupe în exploatarea materiei prime refractare din strate de rezistență și grosime redusă*, p. 44 — *Alegerea dimensiunilor optime ale blocurilor de beton refractar*, p. 47 — *Soluții solide cu multe componente, pe bază de dioxid de zirconiu*, p. 49 — *Fluajul refractarelor din mulit în mediu neutru și în mediu reducător*, p. 52 — *Influența formei particulelor de praf asupra unor proprietăți ale refractarelor carborundice. Noul standard de stat privind notarea cu litere a mărimilor utilizate la încercarea refractarelor*, p. 59.

CONSFĂTUIREA PRIVIND RECONDIŢIONAREA PIESELOR DE SCHIMB ŞI UTILAJELOR METALURGICE

Din iniţiativa Ministerului Industriei Metalurgice, în ziua de 22 februarie 1980 s-au desfăşurat la Hunedoara lucrările unei consfătuiri pe tema recondiţionării pieselor de schimb şi a utilajelor metalurgice specifice, ca cilindri de laminor, role de laminoare, utilaj de turnare. Au participat cadre de conducere, specialişti din marile unităţi ale ministerului, din institutele de cercetare şi proiectare de profil, ai unor întreprinderi şi institute de cercetare-proiectare aparţinînd Ministerului Industriei Construcţiilor de Maşini.

Consfătuirea a început prin prezentarea practică, de către Combinatul siderurgic — Hunedoara, a rezultatelor şi modului cum se face recondiţionarea pieselor de schimb, cilindrilor de laminor şi rolelor de laminoare în atelierele proprii, cu instalaţiile şi aparatura concepută şi realizată în majoritate prin autodotare. Au fost prezentate apoi, de către specialişti din unităţile ministerului, următoarele referate :

- Recondiţionarea cilindrilor de laminor prin încărcarea cu sudură sub strat de flux
- Tehnologia recondiţionării prin sudură a cilindrilor de laminor practicată la C. S. Hunedoara
- Recondiţionarea utilajului de turnare practicată la C. S. Galaţi
- Stadiul şi posibilităţile de recondiţionare a pieselor de schimb şi utilajelor metalurgice specifice, din unităţile ministerului

Participanţii la discuţii au abordat în principal următoarele tematici :

— stadiul recondiţionării tuturor pieselor de schimb şi utilajelor specifice din unitatea pe care au reprezentat-o ;

— metodele de recondiţionare folosite, rezultatele obţinute, dotările existente, efectele economice ;

— posibilităţi şi propuneri tehnice pentru recondiţionarea pieselor de schimb şi utilajelor din dotare ;

— necesarul de utilaje, instalaţii, aparatură etc., pentru recondiţionare şi evaluarea lor ;

— necesarul de noi materiale şi fluxuri de sudură pentru instalaţiile de sudare cu productivitate mărită ;

— însuşirea tehnologiilor actuale de recondiţionare şi necesitatea unor noi tehnologii moderne de recondiţionare ;

— probleme de pregătire a personalului muncitor pentru executarea operaţiilor de recondiţionare.

În lumina indicaţiilor conducerii de Partid şi de Stat, precum şi a prevederilor Decretului nr. 465/1979 s-a concluzionat că şi în metalurgie sînt posibilităţi şi este necesar să se dezvolte şi intensifice activitatea de recondiţionare şi valorificare a resurselor materiale refolosibile.

În acest sens s-au conturat direcţiile în care trebuie acţionat la nivelul fiecărei unităţi, după cum urmează :

— inventarierea şi stabilirea tuturor pieselor, subansamblelor şi utilajelor metalurgice ce se pretează la recondiţionare ;

— adoptarea şi stabilirea metodelor şi tehnologiilor de recondiţionare corespunzătoare ;

— stabilirea suprafeţelor necesare ca spaţiu pentru activitatea de recondiţionare, care vor fi organizate prin îmbunătăţirea fluxurilor tehnologice şi valorificarea mai raţională a actualelor spaţii de producţie ;

— stabilirea necesarului de dotări pentru atelierele de recondiţionare, care să fie asigurate în principal prin acţiuni de autodotare (instalaţii de sudare, cuptoare de încălzire şi tratament, sisteme de basculare, maşini-unelte etc.) ;

— determinarea necesarului de materiale ca : sîrmă, bandă şi flux de sudură ;

— selecţionarea, pregătirea şi specializarea personalului muncitor pentru activitatea de recondiţionare.

Paralel cu măsurile arătate, se vor iniţia şi alte noi măsuri privind creşterea fiabilităţii pieselor şi subansamblelor, prin tratamentul de ionitrare, tratamente termochimice etc.

La toate aceste acţiuni, pe lîngă unităţile beneficiare vor colabora, cu sarcini precise, institutele de cercetare şi proiectare aparţinînd ministerului, precum şi colaboratori externi din cadrul Ministerului Industriei Construcţiilor de Maşini şi din învăţămîntul superior politehnic.

Ing. *N. Vachniuc*
Ministerul Industriei Metalurgice

centrozap

Societate de Comerţ Exterior
40—036 Katowice— Ligonia 7 — Polonia
C. P.: 825; Tel.: 513—401
Telex: 0312—416
Adr. telegr.: CENTROZAP — Katowice

LIVRĂRILE NOASTRE COMPLEXE ÎN DOMENIUL TURNĂTORIEI

cuprind:

- ciclul complet de proiectare:
  - echipamentul tehnologic cu instalaţiile de desprăfuire
  - documentaţia în domeniul construcţiilor
  - instalaţiile energetice şi de ventilatie

precum şi:

- livrările de echipament complet pentru secţiile de turnătorie
- montarea completă a maşinilor, echipamentelor şi a instalaţiilor sau supravegherea lucrărilor de montaj
- formarea personalului clientului
- asistenţă tehnică completă în cadrul perioadei de garanţie şi de „după vînzare"
- la cererea clientului, executăm orice lucrări de construcţii-montaj, inclusiv construirea atelierelor de producţie şi a altor sectoare de turnătorie

MAŞINI ŞI INSTALAŢII DE TURNĂTORIE

- cuptoare de uscare cu pat fluidizat pentru amestecuri de formare
- aeratoare, site şi separatoare
- malaxoare pentru amestecuri de formare şi de miezuri
- maşini de formare cu îndesare prin scuturare şi maşini de formare prin proiecţia amestecului
- cubilouri cu vînt cald şi rece
- grătare vibratoare de dezbatere
- maşini de sablare şi de hidrosablare
- instalaţii de manipulare şi de transport pneumatic
- aparatură de laborator
- linii de formare cu amestecuri de formare lichide şi fiabile cu autoîntărire
- regenerarea amestecurilor de bentonită
- regenerarea amestecurilor furanice

CENTROZAP

PUBLICOM

CCPFȚT

CENTRUL DE CERCETARI SI PROIECTARI DE FABRICATIE PENTRU TEVI SI TREFILATE

DESIGN AND RESEARCH CENTRE FOR PIPE AND WIRE PRODUCTS MANUFACTURING

Centrul elaborează la cerere tehnologii, studii, expertize, proiecte pentru utilaje, instalaţii, linii complexe, secţii şi unităţi industriale, precum şi materiale în domeniul ţevilor şi trefilatelor şi acordă asistenţă tehnică de înaltă calificare.

Service pentru defectoscopie nedistructivă cu ultrasunete şi curenţi turbionari.

The Centre elaborates, on order, technologies, studies, expert appraisements, designs for equipments, installations, complex lines, workshops and industrial units, as well as materials for pipes and wire products and ensures high skilled technical assistance.

Service for ultrasonic and eddy current non - destructive testing.

Bulevardul Muncii nr. 256 - 7000, Bucureşti - România
Telef.: 27.70.90.

COMBINATUL SIDERURGIC GALAȚI

produce şi livrează:

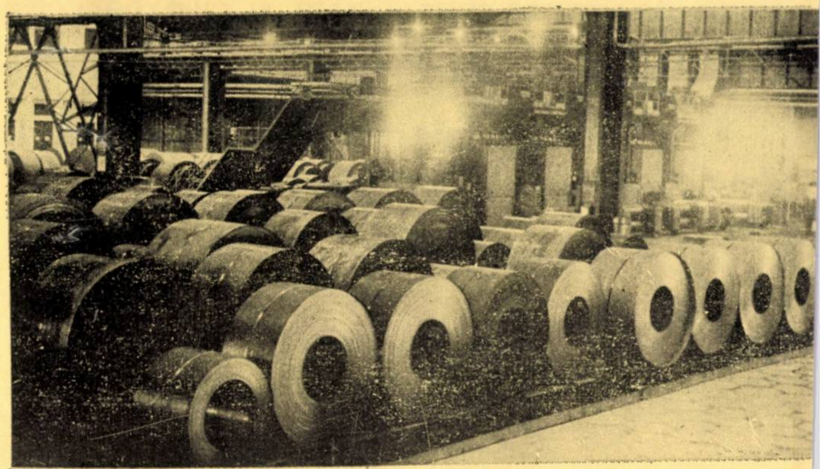
Produse laminate din oţel

— *Table groase și mijlocii:*

din oţeluri calmate, semicalmate, necalmate, slab aliate şi aliate conform normelor româneşti şi străine; pentru construcţii mecanice, metalice, navale, de maşini, de cazane şi recipiente sub presiune etc.

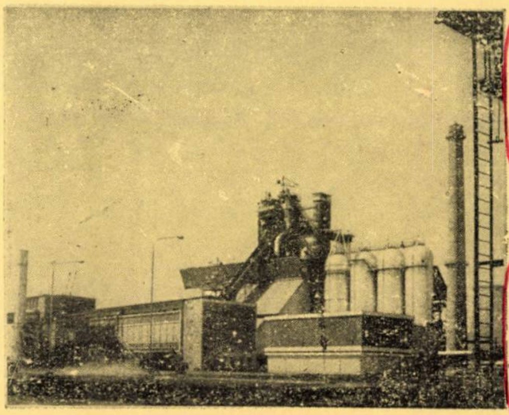
— *Benzi și table laminate la rece:*

neacoperite şi zincate conform normelor româneşti şi străine, pentru construcţii metalice, ţevi sudate, profile îndoite, aparataj electric, caroserii, articole de uz casnic etc.



Produse chimice

- Sulfat feros heptahidratat
- Sulfat de amoniu
- Gudron de huilă
- Benzen brut de huilă
- Smoală de cocserie

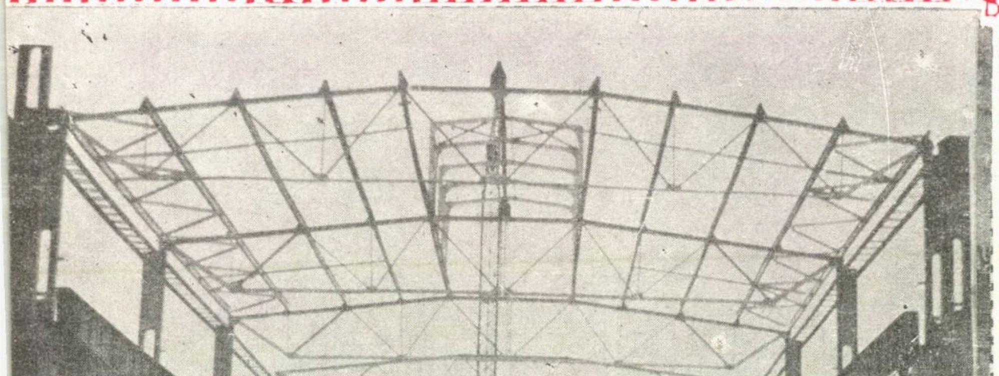


Pentru informaţii detaliate asupra produselor noastre adresaţi-vă la:

COMBINATUL SIDERURGIC — GALAŢI
DIRECŢIA COMERCIALĂ
Şoseaua Smîrdan nr. 1
6200 Galaţi
Telefon (930) 30438

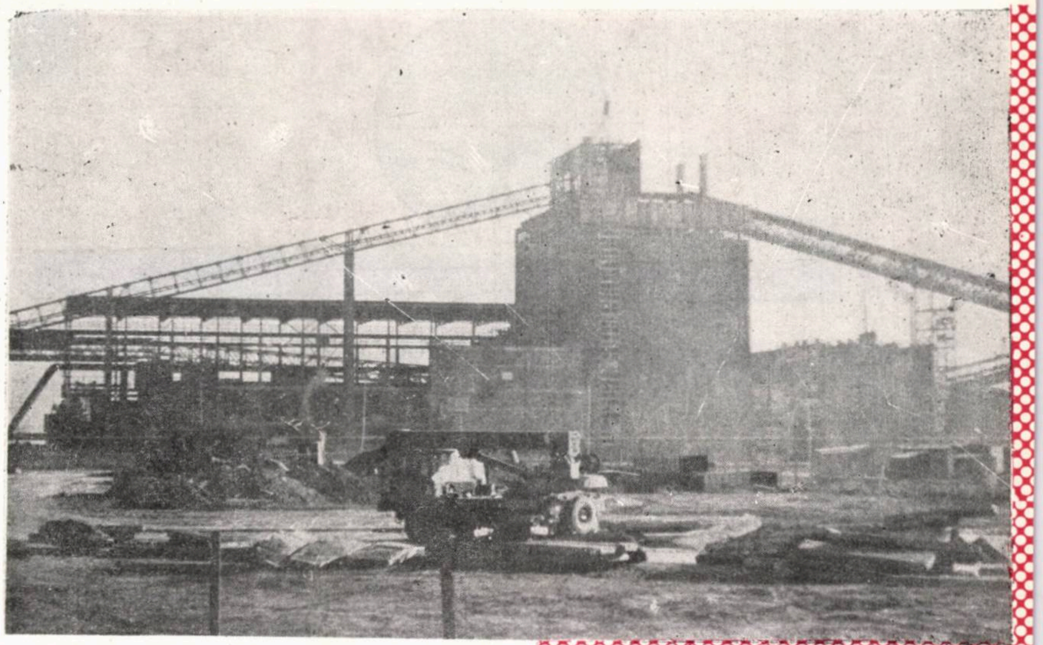
INTREPRINDEREA DE
ȘI MONTAJE

- A luat fiinţă în anul 1960
- Foloseşte procedee şi tehnologii moderne de construcţii, dispune de o dotare tehnică modernă şi de o forţă de muncă specializată şi cu experienţă îndelungată
- Aplică tehnologii specifice de înaltă productivitate
- Are o activitate fructuoasă de export în calitate de constructor şi furnizor



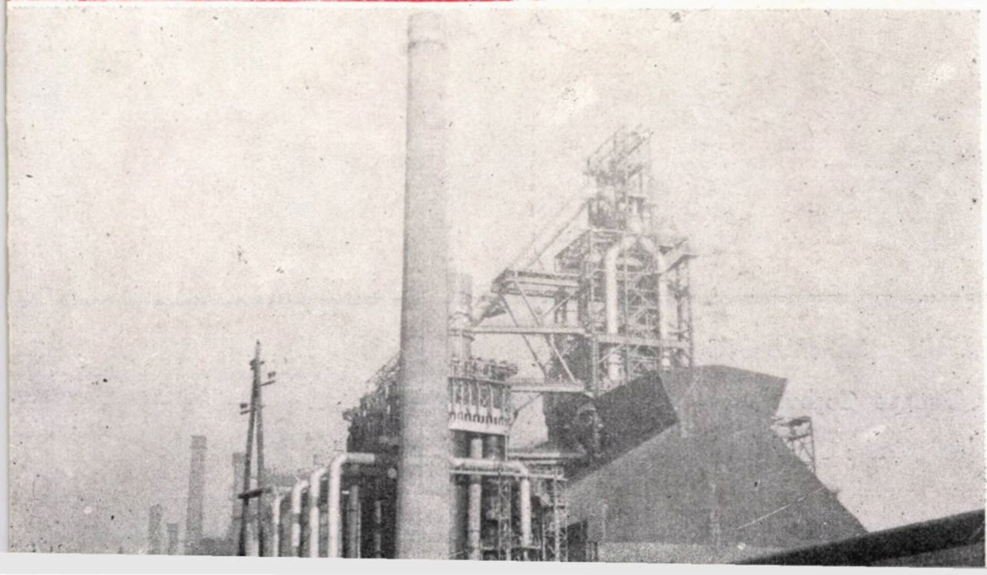
Şoseaua Smîrdan—Galaţi
Tel. 31656; Telex 015215

CONSTRUCȚII SIDERURGICE GALAȚI

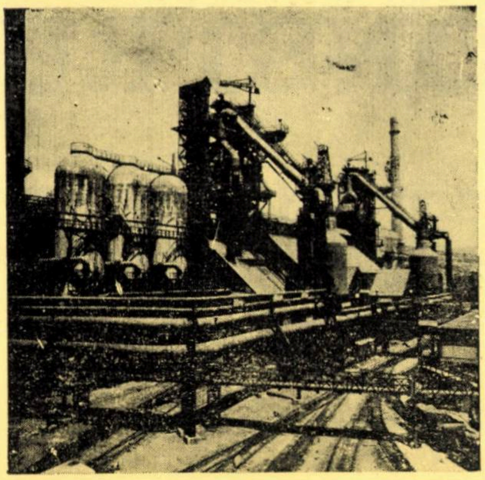


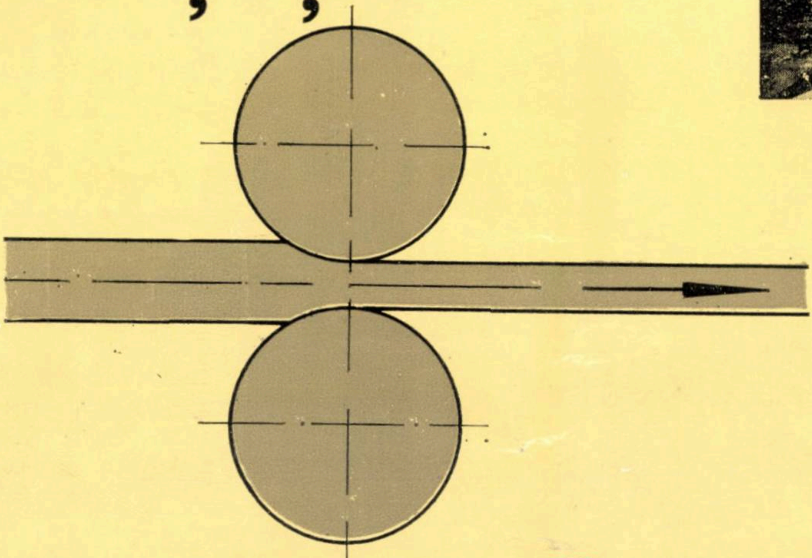
CUTĂ ÎNTREAGA GAMĂ DE
ECTIVE CARE COMPUN UN
MBINAT SIDERURGIC
EGRAT:

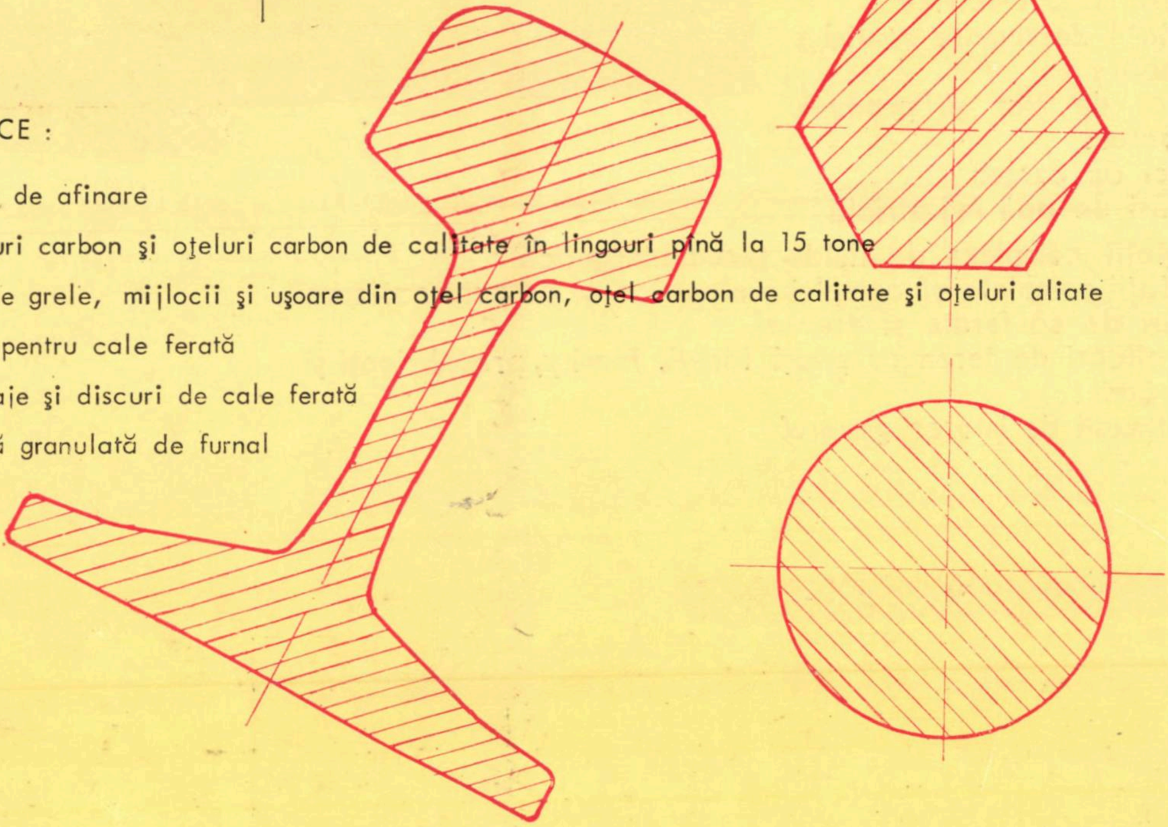
aterii de cocsificare
brici de aglomerare
rnale
țelării LD și electrice
stalații de turnare continuă
minoare
brici de var și produse
efractare
brici de oxigen
aptări de apă industrială
stalații complexe de fluide termoenergetice
stalații complete și complexe electrice și de automatizare
crări de căi ferate și drumuri
onsolidări de teren cu piloți forați, Franky, prefabricați și
e pămînt
onstrucții de interes general



Combinatul siderurgic REȘIȚA







PRODUCE :

- Fontă de afinare
- Oţeluri carbon şi oţeluri carbon de calitate în lingouri pînă la 15 tone
- Profile grele, mijlocii şi uşoare din oţel carbon, oţel carbon de calitate şi oţeluri aliate
- Şine pentru cale ferată
- Bandaje şi discuri de cale ferată
- Zgură granulată de furnal

COMBINATUL SIDERURGIC REȘIȚA
Reşiţa, str. George Coşbuc nr. 1, judeţul Caraş - Severin
Adresa telegrafică : Combsid. RESITA, telex: 044214, telefon: 1 21 52; 1 18 83

ÎNTREPRINDEREA DE ŢEVI REPUBLICA

BUCUREŞTI ● B-dul Muncii nr. 256 ● Telefon 43 09 50

PRODUCE

Ţevi din oţel fără sudură laminate la cald, laminate la rece sau trase la rece, cu diametrul exterior pînă la 6 5/8 inci inclusiv :

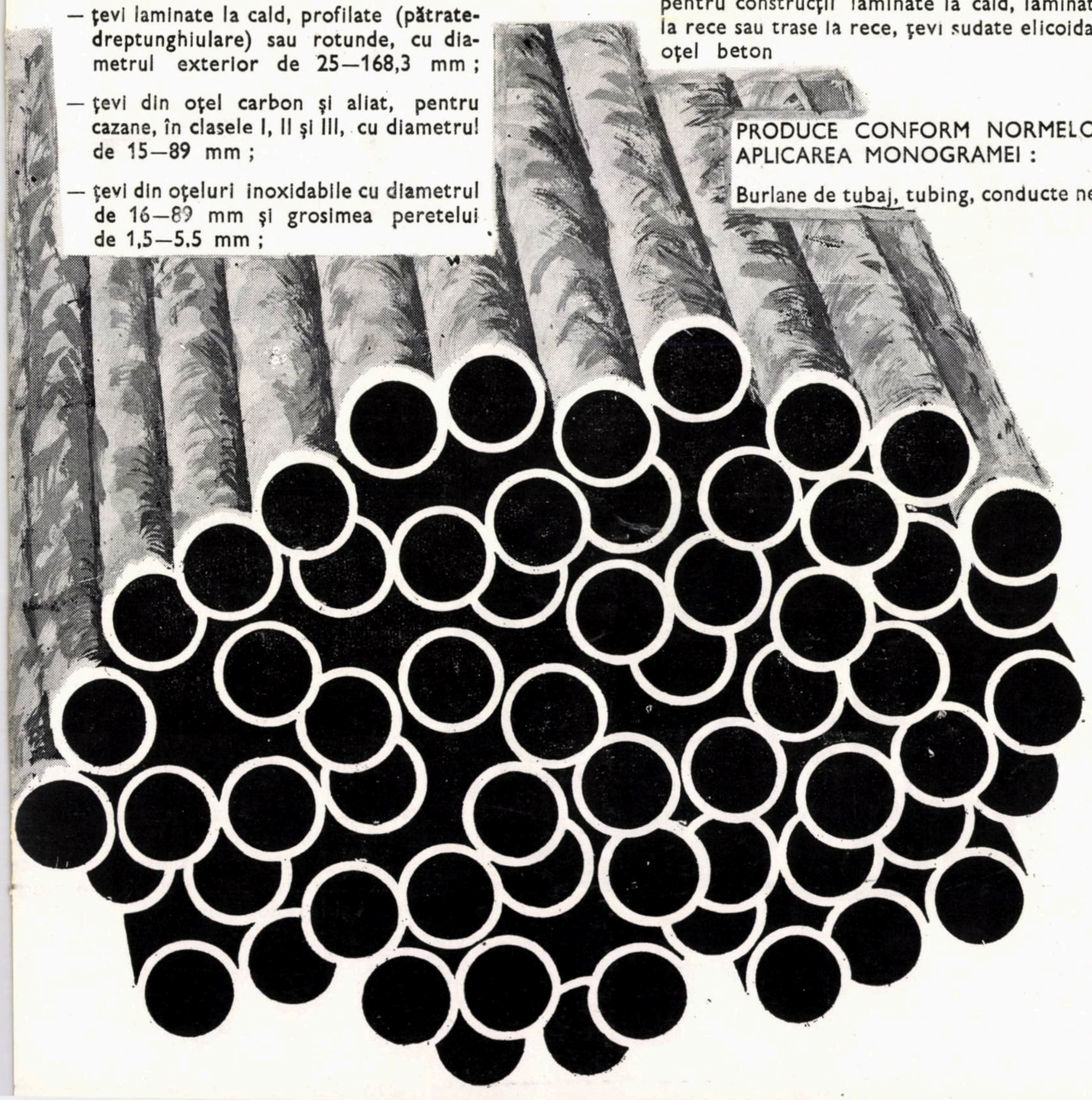
- pentru industria petrolieră : burlane de tubaj, ţevi extracţie-tubing, prăjini de foraj cu racorduri sudate, conducte
- pentru prospecţiuni geologice : burlane de tubaj, prăjini de foraj, prăjini de antrenare, carotiere
- pentru construcţii şi construcţii de maşini :
  - ţevi trase sau laminate la rece, profilate sau rotunde, cu diametrul exterior de 5—80 mm ;
  - ţevi laminate la cald, profilate (pătrate-dreptunghiulare) sau rotunde, cu diametrul exterior de 25—168,3 mm ;
  - ţevi din oţel carbon şi aliat, pentru cazane, în clasele I, II şi III, cu diametrul de 15—89 mm ;
  - ţevi din oţeluri inoxidabile cu diametrul de 16—89 mm şi grosimea peretelui de 1,5—5,5 mm ;
- pentru conducte magistrale de gaze naturale şi ţiţei, conducte de apă, construcţii metalice : ţevi sudate elicoidal, cu diametre de 250—1 600 mm şi lungimi cuprinse între 6 şi 12 m
- pentru construcţii, construcţii metalice sau construcţii de maşini : oţel beton, oţel rotund, sîrmă, cuie

EXPORTĂ

Burlane de tubaj, tubing, conducte petroliere, prăjini de foraj cu racorduri sudate, ţevi pentru construcţii laminate la cald, laminate la rece sau trase la rece, ţevi sudate elicoidal, oţel beton

PRODUCE CONFORM NORMELOR API CU APLICAREA MONOGRAMEI :

Burlane de tubaj, tubing, conducte netede



Întrepri
REPUBLICA – Bu

Întreprinderea
Iaşi

Întreprinderea de ţevi
Roman

Întreprinderea de sîrmă
şi produse din sîrmă
Buzău

Industria sîrmei
Cîmpia Turzii

Uzina
CABLUL ROMÂNESC
Ploieşti

Întreprinderea
LAMINORUL – Brăila

Întreprinderea
metalurgică – Aiud

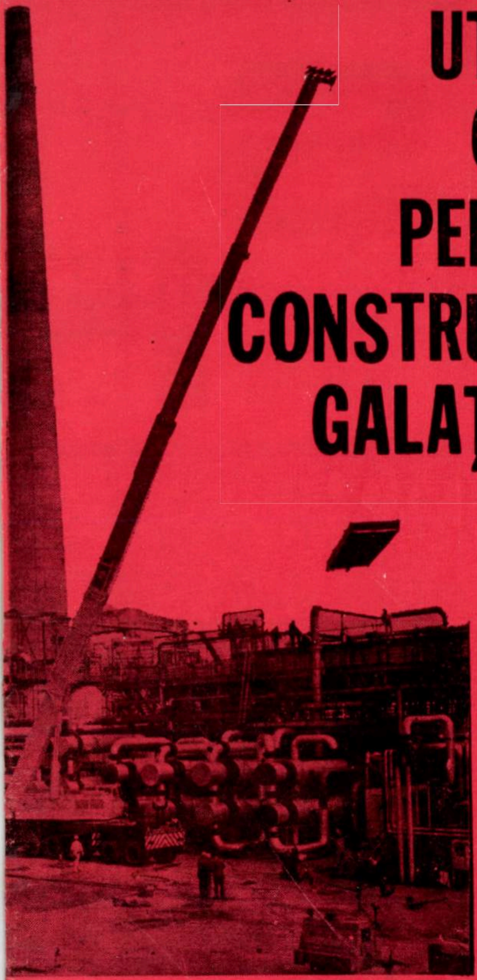
Întreprinderea
de sîrmă, cuie şi lanţuri
Galaţi

CENTRALA INDUSTRIALĂ DE PRELUCRĂRI METALURGICE BUCUREŞTI

produce şi livrează

- ţevi pentru construcţii, ţevi de instalaţii, ţevi pentru conducte petroliere, burlane de tubaj, ţevi de extracţie, prăjini de foraj cu racorduri sudate, prăjini grele, ţevi pentru cazane, ţevi inoxidabile, ţevi profilate, profile formate la rece, profile din oţel laminate la cald, sîrmă laminată la cald, bare trase, oţel beton laminat la cald, sîrmă din oţel pentru beton precomprimat, sîrmă trefilată moale, tare şi zincată, sîrmă ghimpată, cabluri de tracţiune, cabluri din oţel-aluminiu, electrozi de sudură, cuie de construcţii, lanţuri navale, lanţuri industriale, lanţuri comerciale, sîrmă de sudură, flux de sudură, echipament pentru industria siderurgică, construcţii metalice, piese mecanice brut turnate sau uzinate, echipament şi instalaţii diverse.

ÎNTREPRINDEREA DE UTILAJ GREU PENTRU CONSTRUCŢII GALAŢI



(I. U. G. C. — Galaţi)

este profilată pentru mecanizarea lucrărilor de **construcţii**-montaj la obiectivele industriale **din** ramura metalurgiei situate în Galaţi, Călăraşi, **Reşiţa**, Hunedoara şi Tîrgovişte, fiind dotată în acest **scop** cu mijloace mecanizate dintre cele mai moderne :

- sonete pentru executarea piloţilor de tip Franky
- echipamente şi utilaje complete pentru **execuţia** de coloane forate cu diametre pînă la 800 mm şi adîncimi pînă la 40 m
- instalaţii pentru executarea de ecrane etanşe **din** beton cu lăţimea de 800 mm şi adîncimi pînă la 40 m
- automacarale şi macarale pe pneuri şi şenile cu capacităţi pînă la 140 t, printre care automacarale cu braţ telescopic între 80 şi 110 t
- o gamă variată de utilaje terasiere, buldozere, excavatoare, autoîncărcătoare cu care poate executa lucrări complexe de terasamente şi drumuri cu execuţia la tarif fizic
- instalaţii pentru punerea în operă a betonului, autopompe de beton cu capacităţi pînă la 60 m^3/h, automalaxoare cu capacitatea pînă la 5,5 m^3 etc.

I. U. G. C — Galaţi
Sos. Smîrdan nr. 2,
telefon : 30031

CSH
vă oferă

profile laminate din oțeluri carbon calmate și necalmate, din oțeluri carbon de calitate, aliate și slab aliate.

● rotunde cu diametrul de 10–180 mm ● cornier 20×20–150×150 mm ● I 18–I 24 ● U 6,5 – U 24 ● late de 20×5–150×20 mm ● benzi laminate la cald de 200×2[illegible] 370×5,5 mm ● țagle, blumuri pentru forjă, de 70×70 – 400×400 mm ● oțel beton cu profil periodic laminat la cald, oțel beton neted laminat la cald, sîrmă laminată la cald, profile speciale pentru armături de mină, pentru talpa șenilei de tractor etc.

COMBINATUL SIDERURGIC HUNEDOARA

Str. Dr. P. Groza nr. 8. Hunedoara ● Telex: 032411 ● Tel: 12533 – 11075 – 12767 – 11462 – 12747

E 3280

METALURGIA

5

METALURGIA • BUCUREŞTI • ANUL XXXII • NR. 5 • MAI 1980

TIRGOVISTE

COMBINATUL de OȚELURI SPECIALE - TÎRGOVIȘTE -

Șos. Găiești nr. 12- Dîmbovița- Tel. 32553

produce și livrează în țară și peste hotare:

PROFILE LAMINATE

din
- oţeluri obişnuite de construcţii
- oţeluri pentru îmbunătăţire
- oţeluri pentru cementare
- oţeluri pentru arcuri
- oţeluri pentru rulmenţi
- oţeluri carbon de scule
- oţeluri aliate de scule
- oţeluri rapide de scule

în următoarea gamă dimensională:

ROTUND (20...80 mm)

LAT (6 ... 20 mm) x (60...130)

HEXAGONAL (24...34 mm)

TABLE SI BENZI ELECTROTEHNICE LAMINATE LA RECE

din oţel silicios:

cu grăunţi orientaţi:
0,28 mm x (700...850 mm) x (50...85
0,30 mm x (700...900 mm) x (50...900)
0,35 mm x (700...900 mm) x (50...900)

cu grăunţi neorientaţi:
0,50 mm x (650...1200 mm) x (50...1200 mm)
0,65 mm x (650...1200 mm) x (50...1200 mm)

BARE ȘI BLOCURI FORJATE

din oţeluri de scule:

BARE
- ROTUNDE (30...150 mm)
- PĂTRATE (30...150 mm)
- LATE (30...200 mm)

$(\frac{a}{b} \leq 4\ ;\ a \times b \leq 225\ cm^2)$

BLOCURI

(150...400 mm

BARE TRASE

din
- oţel carbon de construcţii
- oţel carbon de calitate
- oţel aliat pentru construcţii de maşi
- oţel pentru rulmenţi

BARE
- ROTUNDE (2...70 mm)
- PĂTRATE (3,5...40 mm)
- HEXAGONALE (4...55 mm)

PIESE TURNATE

de maximum 5 tone

din
- fontă şi oţel
- metale şi aliaje neferoase

METALURGIA

Anul 32 Nr. 5 Mai 1980

CUPRINS

Barbu, I., Ghica, Victoria, Stoicoi, A. şi *Stezar, V.* : **Noi aspecte în dezvoltarea procedeelor de fabricare a cocsului** 221

Petrescu, P. şi *Gherasim, T.* : **Aspecte tehnice şi economice ale unei politici energetice a elaborării fontei în furnal** 229

Catrinoiu, C. : **Studiul punctelor critice de transformare în stare solidă ale oţelului marca OLC 45 AT.** 234

Fleşer, Tr. şi *Pascu, R.* : **Cercetări experimentale asupra corelaţiei dintre modificările structurale şi caracteristicile mecanice la oţelul slab aliat termorezistent 12H1MF** 240

Szöcs, Ecaterina şi *Szöcs, Şt.* : **Unele consideraţii privind formarea şi turnarea în amestec crud a carcaselor de motoare electrice (III)** 245

Atanasiu, N. : **Consideraţii cu privire la deformarea şi ruperea aliajelor de titan** 251

Pavel, N. : **Variantă de model pentru conducerea activităţilor de întreţinere funcţională a utilajelor metalurgice** 255

DIN ISTORICUL METALURGIEI

Oprea, Fl. : **Consideraţii privind metalurgia metalelor neferoase şi rare din R.S.R. (II)** 263

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Vachniuc, N. : **Consideraţii practice de recondiţionare a cilindrilor de laminor în unităţile metalurgice** 266

Tenteş, Al. : **Consideraţii privind intensificarea topirii pentru mată în pirometalurgia cuprului** 270

COLEGIUL DE REDACŢIE

LAURENTIE SOFRONI — preşedinte, CEZAR AVRAM, GHEORGHE BUJGOI, ALEXANDRU CIOROGARU, SORIN CÎNDEA, ANTONICĂ DIJMĂRESCU, CONSTANTIN DRAGOMIR, IANCU DRĂGAN, ION DRĂGAN, DAN DULAMĂ, TRAIAN DUMITRESCU, SUZANA GĂDEA, GHEORGHE GHEORGHIU, VASILE GROSU, CONSTANTIN IONESCU, VICTOR MIHU, ION MOLDOVAN, NICOLAE MURGULEŢ, FLOREA OPREA, IGINIO PAVONI, MIRCEA PENESCU, MIRCEA POPOVICI, ION PRISECARU, ŞTEFAN RĂDVAN, CORNEL RIZESCU, MARIA SAVU, CLAUDIU ŞTEFĂNESCU, SILVIA VACU, VASILE VĂZDĂUŢEANU, VASILE VULCU

Redactor : G. COJOCARIU
Tehnoredactor : EC. CHIPARIZOPOL

„Cititorii din străinătate se pot abona adresîndu-se la ILEXIM Departamentul Export-Import Presă, P.O. Box 136—137, telex : 11226, Bucureşti, str. 30 Decembrie nr. 3“

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice şi al Consiliului Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacţia şi administraţia, Bucureşti, str. Mendeleev 21—25, Sector 1, Telefon : 59.49.90. Revista este editată de ICEM — O.I.D. Instituţiile pot achita abonamentele în contul nostru de virament nr. 30.15.0.01.01.B.N. — R.S.R. — filiala sector VI — Institutul de cercetări metalurgice. Tarif pentru întreprinderi : lei 150 anual ; tarif pentru abonamente individuale : 48 lei anual. Costul unui exemplar : lei 5. Tiparul — Întreprinderea poligrafică „Informaţia“, str. Brezoianu, nr. 23—25, Bucureşti

„Taxele poştale achitate conform aprobării D.G.P.Tc. *nr. 137/5462/1979“*

I.P.I. c. 2150

42 406

CONTENTS

DC : 662.741.3

Barbu, I., Ghica, V., Stoicoi, A. and *Stezar, V.* : **New aspects of the development of cokemaking processes**

The authors present the advantages of ICEM formed coke when using a large range of coal types and various formulas from the point of view of characteristics and efficiency.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 5, p. 221–228

DC : 669.162.2 : 662.6/.9

Petrescu, P. and *Gherasim, T.* : **Technical and economic aspects of blast furnace ironmaking energy policy**

The author undertakes a comparison between conclusions, calculations and nomograms related to energy consumption in blast furnace ironmaking, when using certain technologies of partial substitution of coke, methane gas and oil.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 5, p. 229–233

DC : 620.181 : 669.1

Catrinoiu, C. : **The study of the critical points of solid state transformation of OCL 45 AT steel**

Knowing the chemical analysis of OLC 45 AT charge, the author determined the A_{c3} critical point of solid state transformation, thus establishing the precise heating temperature for quenching.

For the heat treatment of machine parts it is recommended to determine A_{c3} for every charge with a view to applying a correct heating regime which may lead to a high homogeneity mechanical characteristics.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 5, p. 234–239

DC : 669.14.018.45 : 620.192.4 : 539.4/.5

Fleşer, Tr. and *Pascu, R.* : **Experimental researches on the correlation between structural modifications and mechanical properties of 12 H1MF low alloy heat-resisting steel**

This paper presents the results of experimental researches on 12 H1MF heat-resisting steel submitted to thermal and mechanical stresses in laboratory testing, simulating operation conditions.

The researches of structural modifications has been performed along with short-term and long-term mechanical tests on specimens at temperature of 700°C and stress level of 45 MPa. Finally, correlations between structural and mechanical properties are established.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 5, p. 240–244

DC : 621.74 : 621.81

Szöcs, Ecaterina and *Szöcs, Şt.* : **Certain considerations on green sand forming and casting of electric motor housing (III)**

The authors study the influence of pH, of soda addition and of sodium silicate worn green sand on foundry sand properties, when using three types of bentonite.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 5, p. 245–250

DC : 539.374

Atanasiu, N. : **Considerations on titanium alloy deformation and fracture**

The paper studies titanium alloy behaviour at plastic deformation with the help of tensile test for various deformation speeds (between $10^{-4}s^{-1}$ and $10^{-1}s^{-1}$) and three temperatures 25°C, 225°C and 425°C.

The author also analyses the ductile fracture of Ti–6 Al–4 V alloy with the help of electron-scan microscope.

The results obtained illustrate the fact that titanium alloys are influenced by the deformation speed.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 5, p. 251–254

DC : 658.58 :65.012.45

Pavel, N. : **Model version for metallurgical facility operational maintenance management**

Reliability maintenance of metallurgical facilities represents a component of production function and must be accomplished with a view to ensuring the economic efficiency of products.

The paper presents a version of a new system of metallurgical facility maintenance management.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 5, p. 255–262

DC : 669.2/.8(498)

Oprea, Fl. **Considerations on non-ferrous and rare metal metallurgy in Romania (II)**

Metalurgia, 32 (1980), nr. 5, p. 263–265

DC : 621.771.07.004.67

Vachniuc, N. : **Practical considerations on rolling mill roll reconditioning in steel mills**

Metalurgia, 32 (1980), nr. 5, p. 266–269

DC : 669.053.2 : 669.3

Tenteş, Al. : **Considerations on melting intensification for matte in copper pyrometallurgy**

Metalurgia, 32 (1980), nr. 5, p. 270–271

INHALT

DK : 662.741.3

Barbu, I., Ghica, V., Stoicoi, A. und *Stezar, V.* : **Neue Betrachtungen bei der Entwicklung der Koks-Herstellungsverfahren**

Es werden die Vorteile des ICEM-Brikettkoks-Herstellungsverfahrens beschrieben unter Anwendung einer grossen Anzahl an Kohlenarten und verschiedener Rezepte, vom Standpunkt der Eigenschaften und der Wirtschaftlichkeit.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 5, p. 221–228

DK : 669.162.2 : 662.6/.9

Petrescu, P. und *Gherasim, T.* : **Technische und ökonomische Gesichtspunkte einer Energiepolitik bei der Gusseisenherstellung im Hochofen**

Es werden einige Schlussfolgerungen, Berechnungen und Nomogramme über die Energieverbräuche, bei der Gusseisenherstellung im Hochofen verglichen bei Anwendung einiger Verfahrenstechniken für den teilweisen Ersatz des Kokses, Methangases und Öles.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 5, p. 229–233

DK : 620.181 : 669.1

Catrinoiu, C. : **Studium der kritischen Haltepunkte in festem Zustand des Stahles OLC 45 AT**

Die chemische Zusammensetzung einer Stahlschmelze der Type OLC 45 AT kennend, können die kritischen Haltepunkte in festem Zustand A_{c3} bestimmt und die Erwärmungstemperatur für die Härtung festgestellt werden.

Für die Wärmebehandlung der Maschinenteile muss für jedes Stahlbad der Haltepunkt A_{c3} bestimmt werden um höhere mechanische Eigenschaften erhalten zu können.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 5, p. 234–239

DK : 669.14.018.45 : 620.192.4 : 539.4/.5

Fleşer, Tr. und *Pascu, R.* : **Experimentelle Untersuchungen betreffend den Zusammenhang zwischen den Strukturveränderungen und den mechanischen Eigenschaften beim vschwachlegierten wärmebeständigen Stahl 12H1MF.**

In der Arbeit werden die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen betreffend den wärmebeständigen Stahl 12H1MF, der in Laborbedingungen, welche die Betriebsbedingungen simulieren, Wärme- und mechanischen Belastungen unterworfen wurde, dargestellt.

Das Versuchsprogramm umfasste Untersuchungen der Strukturveränderungen sowie Kurz- und Langzeitversuche auf Proben mit verschiedener Belastungsdauer, bei einer Temperatur von 700°C und einer Spannung von 45 MPa. Zugleich werden Zusammenhänge zwischen den Struktur- und den mechanischen Grössen aufgestellt.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 5, p. 240–244

DK : 621.74 : 621.81

Szöcs, Ecaterina und *Szöcs, Şt.* : **Einige Betrachtungen über das Formen und Giessen in Grünsand der Elektromotorengehäuse (III)**

Es wurde der PH-Einfluss des Sodazusatzes und des Altsandes mit Natriumsilikat auf die Eigenschaften des Formsandes studiert. Es wurden drei Bentonittypen studiert.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 5, p. 245–250

DK : 539.374

Atanasiu, N. : **Betrachtungen über die Verformung und Bruch der Titanlegierungen**

Es wird das Verhalten der Titanlegierungen bei der plastischen Verformung, mit Hilfe der Zugversuche, bei verschiedenen Verformungsgeschwindigkeiten (zwischen $10^{-4}s^{-1}$ und $10^{-1}s^{-1}$) und bei drei Temperaturen 25, 225 und 425°C, studiert.

Zugleich wird der Rissprozess einer Ti–6 Al–4 V Legierung, mit Hilfe des Rastermikroskops untersucht.

Die erhaltenen Ergebnisse zeigen dass die Titanlegierungen von der Verformungsgeschwindigkeit beeinflusst werden.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 5, p. 250–254

DK : 658.58 : 65.012.45

Pavel, N. : **Modellvariante für die Leitung der metallurgischen Anlagen**

Die Wartung der metallurgischen Anlagen bedeutet ein Bestandteil der Betriebsfunktion und muss so gestaltet werden um den wirtschaftlichen Nutzen der Erzeugnisse zu sichern.

Es wird ein System beschrieben für die Leitung der Wartung und Reparatur der metallurgischen Anlagen.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 5, p. 255–262

DK : 669.2/.8(498)

Oprea, Fl. : **Betrachtungen über die Metallurgie der NE-und Seltenmetalle in der S.R.R. (II)**

Metalurgia, 32 (1980), nr. 5, p. 263–265

DK : 621.771.07.004.64

Vachniuc, N. : **Praktische Betrachtungen über die Wiederinstandsetzung der Walzwerkswalzen in Hüttenwerken**

Metalurgia, 32 (1980), nr. 5, p. 266–269

DK : 669.053.2 : 669.3

Manteș, Al. : **Betrachtungen über die Intensivierung des Schmelzens für Rohstein in der Kupfertrockenmetallurgie**

Metalurgia, 32 (1980), nr. 5, p. 270–271

SOMMAIRE

CD : 662.741.3

Barbu, I., Ghica, V., Stoicoi, A. et *Stezar, V.* : **Aspects nouveaux dans le développement des procedés de la fabrication du coke**

On présente les avantages du procédé ICEM pour la fabrication du coke moulé, dans les conditions d'utilisation d'une large fourchette de classes de charbon et des recettes différentes sous l'aspect des caractéristiques et de l'économicité.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 5, p. 221–228

CD : 669.162.2 : 662.6/.9

Petrescu, P. et *Gherasim, T.* : **Aspects techniques et économiques d'une politique énergetique pour l'élaboration de la fonte de haut fourneau**

On présente, par comparaison, quelques conclusions, calculs et nomogrammes concernant la consommation d'énergie dans le cas de l'élaboration de la fonte dans le haut fourneau et dans le cas de l'utilisation d'une technologie de substitution partielle du coke, du gaz méthane et du mazout.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 5, p. 229–233

CD : 620.181 : 669.1

Catrinoiu, C. : **Etude des points critiques de transformation en état solide de l'acier de nuance OLC 45 AT**

En connaissant la composition chimique d'une charge de nuance OLC 45 AT, on peut déterminer le point critique de transformation en état solide A_{c3} et de cette manière établir exactement la température de chauffage pour la trempe.

Dans le cas du traitement thermique des pièces pour machine-outils il est indiqué de déterminer, pour chaque charge séparement, le point A_{c3}, dans le but d'appliquer un régime de réchauffage correct, conduisant à des caractéristiques mécaniques avec un plus grand degré d'homogénéité.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 5, p. 234–239

CD : 669.14.018.45 : 620.192.4 : 539.4/.5

Fleşer, T. et *Pascu, R.* : **Recherches expérimentales sur la corrélation entre les transformations structurales et les caractéristiques mécaniques de l'acier thermorésistant faiblement allié 12 H1MF**

On présente les résultats des recherches expérimentales concernant le comportement de l'acier thermorésistant 12 H1MF soumis à des sollicitations thermiques et mécaniques. Les essais ont été exécutés dans des conditions de laboratoire, en simulant les conditions d'exploitation.

Le programme expérimental comporte l'investigation des transformations structurales, des essais mécaniques de courte et longue durée à la température de 700°C et une tension de 45 MPa. On établit les corrélations entre les grandeurs structurales et mécaniques.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 5, p. 240–244

CD : 621.74 : 621.81

Szöcs, Ecaterina et *Szöcs, Şt.* : **Quelques considérations concernant le formage et le moulage en sable vert des carcasses pour moteurs électriques (III)**

On étudie l'influence du pH, de l'addition de soude et du sable de noyau usé avec du silicate de sodium sur les propriétés du sable de formage, en utilisant trois types de bentonite.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 5, p. 245–250

CD : 539.374

Atanasiu, N. : **Considérations sur la deformation plastique des alliages de titane**

L'oeuvre étudie le comportement à la déformation plastique des alliages de titane à l'aide de l'essai à la traction avec des vitesses de déformation différentes (de $10^{-4}s^{-1}$ à $10^{-1}s^{-1}$) et des températures suivantes : 25°C, 225°C et 425°C.

En outre, on étudie le processus de rupture ductile de l'alliage Ti – 6 Al – 4 V, à l'aide de la microscopie électronique à balayage. Les résultats obtenus montrent le fait que les alliages de titane sont influencés par la vitesse de déformation.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 5, p. 251–254

CD : 658.58 : 65.012.45

Pavel, N. : **Variante de modèle pour la gestion des activités d'entretien fonctionnel des outillages métallurgiques**

L'entretien en état de sûreté des outillages métallurgiques représente un component de la fonction de production et doit être réalisé d'une telle manière pour assurer l'efficience économique des produits.

L'oeuvre présente une variante d'un nouveau système de gestion de l'activité d'entretien-réparations des outillages métallurgiques.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 5, p. 255–262

CD : 669.2/.8(498)

Oprea, Fl. : **Considérations sur la métallurgie des métaux non-ferreux et rares en Roumanie (II)**

Metalurgia, 32 (1980), nr. 5, p. 263–265

CD : 621.771.07.004.67

Vachniuc, N. : **Considérations pratiques sur le reconditionnement des cylindres de laminoir dans les entreprises métallurgiques**

Metalurgia, 32 (1980), nr. 5, p. 266–269

CD : 669.053.2 : 669.3

Tenteş, Al. : **Considérations sur l'accroissement de la fusion pour mattes dans la pyrométallurgie du cuivre**

Metalurgia, 32 (1980), nr. 5, p. 270–271

СОДЕРЖАНИЕ

ДК: 662.741.3

Барбу, И., Гика, В., Стойкой, А. и Стегар, В.: **Новые аспекты в развитии процессов производства кокса**

Представлены преимущества способа ИЧЕМ обработки формованного кокса при условиях использования широкого диапазона сортов угля и некоторых различных рецептов с точки зрения характеристики и экономичности.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 5, p. 221–228

ДК: 669.162.2:662.6/.9

Петреску, П., Герасим, П.: **Технические и экономические аспекты энергетической политики выплавки чугуна в доменной печи**

Сравнительно представлены некоторые выводы, вычисления и номограммы относительно расхода энергии при выплавке чугуна в доменной печи, при использовании некоторых технологий частичной замены кокса, природного газа и мазута.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 5, p. 229–233

ДК: 620.181:669.1

Картиною, К.: **Изучение критических точек превращения в твердое состояние стали марки OLC 45AT**

По химическому составу плавки из марки OLC 45AT можно определить критическую точку превращения в твердое состояние Ac3, и таким образом, можно точно установить температуру нагрева в виду закалки.

Для термической обработки деталей машин рекомендуется для каждой плавки в отдельности определить Ac3 с целью применения правильного режима нагрева который ведет к механическим характеристикам с большей степеню гомогенизации.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 5, p. 234–239

ДК: 669.14.018.45:620.192.4:539.4/.5

Флешер, Т. и Паску, Р.: **Обэкспериментах, касающихся корреляции между структурными изменениями и механическими характеристиками у малолегированной жаропорной стали 12HIMF**

В работе представлены результаты проведенных исследований на жароупорной стали 12 HIMF подвергнутой термической и механической нагрузки в лабораторных условиях, симулирующих условия эксплуатации.

Экспериментальная программа охватывает поиск структурных изменений, одновременно с краткими и длительными механическими испытаниями, проведенные на образцах с различными периодами нагрузки при температуре 700°C и напряженности 45 МПа. Установлены корреляции между структурными и механическими величинами.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 5, p. 240–244

ДК: 621.74:621.81

Сёчь, Екатерина, и Сёчь, Шт.: **Некоторые соображения, касающиеся формовки и литья в сырой смеси кожухов электродвигателей (III)**

Изучается влияние pH, присадки соды и смеси используемого стержня с силикатом натрия на свойства формовочной смеси, используя три типа бентонита.

Metalurgia 32 (1980), nr. 5, p. 245–250

ДК: 539.374

Атанасиу, Н.: **Соображения, касающиеся деформации и разрыва титановых сплавов**

В работе изучается поведение титановых сплавов при пластической деформации с помощью испытания на растяжение при различных скоростях деформации (между 10^{-4} s^{-1} и 10^{-1} s^{-1}) и при трех температурах 25°C, 225°C и 425°C.

Также, исследован процесс дуктильного разрыва сплавов Ti–6Al–4V с помощью электронного микроскопа с продивкой.

Полученные результаты указывают, что на титановые сплавы влияет скорость деформации.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 5, p. 251–254

ДК: 658.58:65.012.45

Павел, Н.: **Вариант модели для управления деятельности функционального ухода за металлургическим оборудованием**

Уход в безопасном состоянии металлургических оборудований представляет собой компонент производственной функции и должен, таким образом, обеспечить экономическую эффективность изделий.

В материале представлен вариант новой системы управления деятельности ухода-ремонта за металлургическим оборудованием.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 5, p. 255–262

ДК: 669.2/.8(498)

Опря Фл.: **Соображения, касающиеся металлургии цветных и редких металлов в СРР (II)**

Metalurgia, 32 (1980), nr. 5, p. 263–265

ДК: 621.771.07.004.67

Вахнюк, Н.: **Практические соображения восстановления валок станка в металлургических предприятиях**

Metalurgia, 32 (1980), nr. 5, p. 266–269

ДК: 669.053.2:669.3

Тендеш, Ал.: Обинтенсификации плавки для штейна в металлургии меди

Metalurgia, 32 (1980), nr. 5, p. 270–271

METALURGIA 5

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ȘI AL CONSILIULUI NAȚIONAL AL INGINERILOR ȘI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA 1980

Ing. I. Barbu, mat. Victoria Ghica
ICEM — București
ing. A. Stoicoi și ing. V. Stezar
I.V. Călan

Noi aspecte în dezvoltarea procedeelor de fabricare a cocsului*

CZ: 662.741.3

Problema fabricării cocsului brichete din alți cărbuni decît cei folosiți la cocsificarea clasică a depășit în etapa actuală faza cercetărilor de laborator și de nivel de pilot a diferitelor tehnologii și a ajuns la etapa funcționării pe plan mondial a cîtorva uzine cu o capacitate însumată de 1,5 mil. t/an (în afara celor 2 mil./t cocs brichete, din cărbuni bruni, produși în R.D.G.) și trecerea în cel mult 5—6 ani la pornirea unor uzine de nivel comercial (1—3 mil.t/an), a căror proiectare și construire a început să fie luată în considerare de cele mai diferite firme și organisme.

În afară de posibilitatea apariției într-un viitor destul de apropiat (1985) a unui deficit de circa 100 mil. t de cărbuni cocsificabili, condițiile economice ale fabricării cocsului și în consecință a oțelului impun în mod hotărîtor dezvoltarea și aplicarea cît mai curînd a acestor tehnologii noi, neconvenționale, datorită variației și diferențelor de prețuri existente pe piața mondială a combustibililor.

După cum arată datele publicate (tab. 1 și fig. 1) între prețul cărbunilor cocsificabili și cel al păcurii apare o legătură extrem de strînsă. Prelucrarea statistico-matematică a datelor înregistrate în anii 1971—1977 arată că între valoarea medie a prețului cărbunilor cocsificabili ($\bar{x}$) și cea a păcurii ($\bar{p}$) a existat un raport $\bar{x}/\bar{p} = 0,9674$, iar ecuația de regresie între aceste variabile aleatorii arată o corelație calculată la 92 perechi de valori egală cu $r_{x_p} = 0,8642$, deci deosebit de puternică.

Întrucît prețul cărbunilor energetici (y_3), inutilizabili ca atare la fabricarea cocsului clasic și care sînt consumați mai ales la producerea energiei, este determinat și plafonat direct de prețul celorlalți purtători de energie, datorită unei dependențe în care apar influențele puterii calorice, ale implicațiilor tehnico-economice ale folosirii lor (transport, măcinare, cenușă, poluare etc.), în mod legic apar diferențe de preț față de prețul celorlalți purtători de energie, care întotdeauna depășesc raportul de 2/1 între prețul păcurii și cel al acestor cărbuni. Acest raport cu valoare legică, rezultat din influențe tehnice și economice, se răsfrînge apoi — prin intermediul rapoturilor — păcură / cărbuni energetici și păcură / huile cocsificabile—și asupra raportului de prețuri între huilele cocsificabile și cărbunii energetici. La o analiză statistică matematică acest raport are pentru valorile medii $\bar{x}/\bar{y}_3$ o valoare de 3,5564. Coeficientul de corelație pentru 30 de perechi de date statistice este egal în acest caz cu $r_{xy_3} = 0,8963$ (aceste date cuprind prețul CIF al cărbunilor cocsificabili S.U.A. importați în R.F.G. și prețul franco mină al cărbunilor energetici S.U.A.). La compararea prețurilor cărbunilor cocsificabili FOB—S.U.A. cu prețul franco mină al cărbunilor energetici S.U.A. raportul devine $\bar{x}/\bar{y}_3 = 2,65$. În același timp un calcul de economicitate al fabricării cocsului brichete pentru stabilirea corelației prețului acestuia cu cel al cărbunilor cocsificabili arată:

Fabricarea cocsului brichete din cărbuni cu preț diferit de cel al cărbunilor cocsificabili poate duce la o economie egală cu

$$\Delta_{pc} = K_c - 1,1\,K_{b_r} \qquad (1)$$

în care:

K_c este costul cocsului clasic;
K_{b_r} — costul cocsului brichete;
1,1 — coeficientul de echivalare. *

În ecuația (1) $K_c = a_1 \cdot z + b_1$ (2)

și $K_{b_r} = a_2 \cdot t + b_2$ (3)

---

* La lucrările anterioare sintetizate în acest material au participat: |I. Ștefănescu|, C. Novac, Emilia Corciovei, Paula Goga, Rașela Hirsch, Doina Enescu, S. Lambescu, S. Gutman, Adriana Badiu, Al. Manolescu, R. Colceriu, Mariana Boboșea, I. Georgescu și mulți alții cărora le mulțumim pentru contribuția adusă.

NOTA: Pentru calculele efectuate au fost folosite datele de prețuri înregistrate între 1970—1977, ca să se evite influențele prea drastice ale variațiilor de preț al combustibililor de pe piața mondială în 1978—1979.

* Valorile folosite sînt cele obținute în practică.

Prețuri *Tabelul 1*

Anul	Păcură 1% sulf CIF Roterdam p	Păcură 3% sulf CIF Roterdam p'	Cărbuni cocsificabili		Cărbuni cocsificabili S.U.A.—FOB x_1	Cărbuni energetici necocsificabili		Cocs furnal FOB—R.F.G. y_1
			S.U.A. CIF Porturi R.F.G. x	Porturi Japonia x'		S.U.A.—FOB y_3	Australia FoB y'_3	
1971	18,55	16,87	25,09	27,58	20,67	—	—	39,21
1972	17,44	14,58	24,70	28,43	20,67	8,20	—	45,02
1973	37,46	28,81	31,51	30,70	22,07	10,67	—	56,87
1974	74,48	69,38	65,98	64,38	59,06	18,78	—	75,74
1975	69,60	62,07	73,19	75,26	61,07	17,67	—	102,94
1976	73,59	67,24	67,05	70,22	—	—	—	105,13
1977 ian.	90,14	81,17	67,71	—	—	—	—	110,48
1 febr.	90,55	79,77	67,11	—	—	—	—	110,05
martie	85,06	74,15	67,15	72,08	—	—	—	110,62
aprilie	83,73	72,38		71,58	60,69	—	—	111,50
mai	84,45	71,61	68,27	—	—	—	—	112,19
iunie	83,25	72,35		68,17—74,63	—	—	28,00	—
1978 ian.	—	—	—	—	59,00	25,00	22,40	—

$\overline{x_1}/\overline{y_3} = c_1$ (preț cărbuni cocsificabili S.U.A., FOB/cărbuni necocsificabili S.U.A.—FOB) = 2,65

$\overline{x}/\overline{y_3} = c_2$ (preț cărbuni cocsificabili S.U.A., CIF R.F.G./cărbuni necocsificabili S.U.A.—FOB) = 3,55

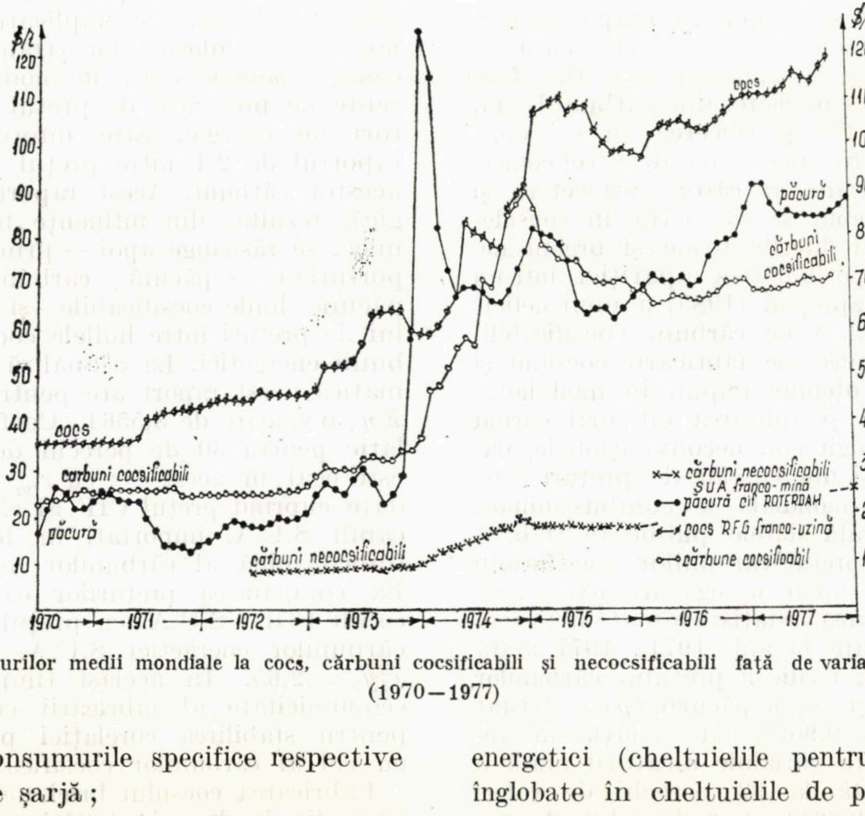


Fig. 1. Variația prețurilor medii mondiale la cocs, cărbuni cocsificabili și necocsificabili față de variația prețurilor păcurii (1970—1977)

a_1 și a_2 sînt consumurile specifice respective de șarjă;
b_1 și b_2 — cheltuielile de prelucrare (nete);
z — preț mediu de achiziție pentru șarja de cocs clasic;
t — preț mediu de achiziție pentru șarja de cocs brichete

(în continuare se notează $K_c = y_1$ și $1{,}1\ K_{br} = y_4$)

Pentru șarjele tip se iau în calcul la cocsul clasic (vrac, ștampat, preîncălzite, mixte) rețete conținînd 70% cărbuni cocsificabili și 30% cărbuni energetici, ca valori maxime realizate, iar la cocsul brichete 100% cărbuni energetici (cheltuielile pentru liant au fost înglobate în cheltuielile de prelucrare).

Dacă se notează cu x = prețul de achiziție pentru cărbuni cocsificabili și y_3 = prețul de achiziție pentru cărbunii necocsificabili și se acceptă valorile următoare pentru coeficienții folosiți în ecuațiile (1), (2) și (3):

$$b_1 = \frac{1}{12}x;\quad b_2 = 3 \cdot b_1 = \frac{1}{4}x;\quad a_1 = 1{,}6;$$

$$a_2 = 2{,}0 \text{ și } \frac{x}{y_3} = c$$

se pot efectua următoarele deducţii :

$$z = 0,7\,x + 0,3\,y_3\,;\; t = y_3$$

de unde rezultă :

$$y_1 = K_c = 1,6(0,7\,x + 0,3\,y_3) + \frac{1}{12}x =$$

$$= 1,6(0,7\,c\,y_3 + 0,3\,y_3) + 0,08\,c\,y_3 \qquad (4)$$

$$y_4 = 1,1\,K_{br} = 1,1\left(2,0\,y_3 + \frac{1}{4}x\right) +$$

$$+ 1,1(2,0\,y_3 + 0,25\,cy_3) \qquad (5)$$

respectiv

$$\Delta_{p_c} = 1,6(0,7\,cy_3 + 0,3\,y_3) + 0,08\,cy_3 - 2,2\,y_3 -$$

$$- 0,275\,cy_3 = 0,925\,cy_3 - 1,72\,y_3 =$$

$$= y_3(0,925c - 1,72)$$

Pentru $\Delta_{p_c} = 0$ şi $y_3 \neq 0$ rezultă : $c = 1,8595$.

Această valoare a lui ,,c'' demonstrează că la valorile calculate, pentru toate cazurile în care valoarea lui $c \geqslant 1,8595$, diferenţa de preţ între cocsul clasic şi cocsul brichete Δ_{p_c} este pozitivă şi reprezintă economii, fabricarea cocsului brichete fiind rentabilă, iar pentru toate cazurile în care valorile lui $c \leqslant 1,8595$, diferenţa de preţ este negativă şi reprezintă pierderi, iar fabricarea cocsului brichete este oneroasă.

Pe baza datelor menţionate şi calculate, în figura 2 sînt reprezentate dreptele de regresie ale valorilor preţurilor diferiţilor combustibili, aşa cum acestea rezultă din cotaţiile înregistrate între 1970 şi 1977 şi ecuaţiile (4) şi (5).

În aceste calcule $y_1 = 1,2736\,x + 10,6556$ reprezintă ecuaţia de regresie a preţurilor cocsului clasic în raport cu preţul cărbunilor cocsificabili, rezultate din valorile publicate, iar y_1 reprezintă preţul cocsului clasic ce rezultă din ecuaţia (4), pornind de la şarje care conţin 30% cărbuni energetici (tab. 2).

Datele efective de pe piaţa mondială arată că valoarea raportului ,,c'' este întotdeauna mult peste 1,8595 şi că, în consecinţă, în orice condiţii fabricarea şi folosirea cocsului brichete este mai economică decît fabricarea cocsului clasic, la care se folosesc proporţii mari de cărbuni cocsificabili ale căror preţuri prezintă tendinţe clare de creştere în paralel cu creşterea preţului păcurii.

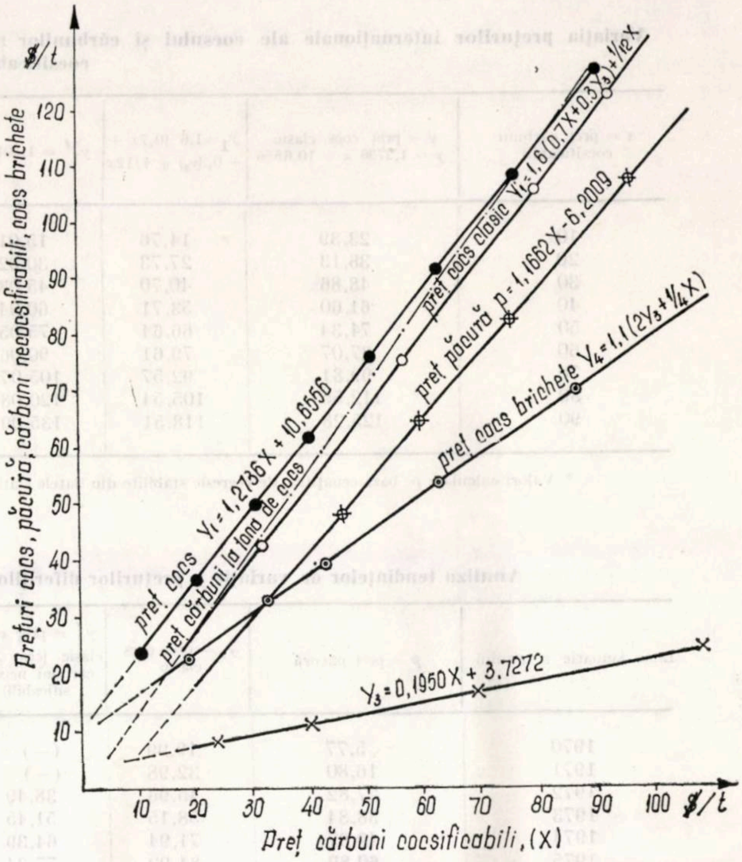


Fig. 2. Variaţia preţurilor diferiţilor combustibili faţă de variaţia preţului cărbunilor cocsificabili

Diferitele valori obţinute sînt reprezentate în tabelul 3 la diferiţii combustibili ce privesc siderurgia, în funcţie de variaţia preţului cărbunilor cocsificabili de la 10 la 90 $/t. Figurează în tabel valorile pentru preţul cocsului clasic calculate dintr-un coeficient de corelaţie $y_1'' = 1,5010\,x$, precum şi valorile calculate pentru $y_1''' = 1,4\,x + \frac{1}{12}x$*.

Se poate constata o concordanţă evidentă între diferitele valori calculate pentru y_1'; y_1''; y_1''' şi cele ale lui y_1, cu deosebire între 30 şi 80 $/t de cărbune cocsificabil, influenţa folosirii a 30% cărbuni energetici manifestîndu-se în diferenţa de preţ dintre y_1 şi y_1'. O primă analiză matematică a tendinţelor de variaţie a preţurilor pînă în 1990, pe baza datelor înregistrate în 1970–1977, se prezintă în tabelul 4 şi figura 3**.

Aceste analize pur matematice nu ţin seamă de creşterea probabilă a preţurilor păcurii peste valoarea ce rezultă din analiză şi nici de creşterea posibilă a preţului cărbunilor

---

* Respectiv o şarjă alcătuită teoretic numai din huile de cocs de calitate superioară.

** Se menţionează că valorile pentru păcură au devansat în 1979 valorile calculate datorită crizelor produselor petroliere în 1978–1979, iar cele pentru cocs în 1979–1980, din cauza cumpărăturilor masive de cocs ale S.U.A.

Tabelul 2

Variația prețurilor internaționale ale cocsului și cărbunilor necocsificabili în funcție de modificarea prețului cărbunilor cocsificabili, \$/t*

x = preț cărbuni cocsificabili	y = preț cocs clasic $y = 1,2736\ x + 10,6556$	$y_1 = 1,6\ (0,7x + 0,3y_3) + 1/12x$	$y_1'' = 1,5010x$	$y_1'' = 1,4x + 1/12x$	y_3 = preț cărbuni necocsificabili $y_3 = 0,1950x + 3,7272$	$y_4 = 1,1(2y_3 + 1/4x)$ (preț cocs brichete)	$y_4' = 2y_3 + 1/4x$ (preț cocs brichete)
10	23,39	14,76	15,01	14,83	5,68	15,24	13,85
20	36,13	27,73	30,02	29,67	5,63	22,28	20,25
30	48,86	40,70	45,03	44,50	9,58	29,32	26,65
40	61,60	53,71	60,04	59,33	11,63	36,58	33,25
50	74,34	66,64	75,05	74,17	13,48	43,40	39,45
60	87,07	79,61	90,06	89,00	15,43	50,44	45,85
70	99,81	92,57	105,07	103,83	17,38	57,48	52,25
80	112,55	105,54	120,08	118,67	19,33	64,52	58,65
90	125,28	118,51	135,09	133,50	21,28	71,56	65,05

* Valori calculate pe baza ecuațiilor de regresie stabilite din datele statistice și a ecuațiilor stabilite

Tabelul 3

Analiza tendințelor de variație a prețurilor diferiților combustibili (1970–1977 date statistice), \$/t

Luna ianuarie a anului	p = preț păcură	y_1 = preț cocs clasic	y_1' = preț cocs clasic (cca. 30% cărbuni necocsificabili)	x = preț cărbuni cocsificabili	y_3 = preț cărbuni necocsificabili	y_4 = cocs preț br. (echiv. = 1,1)	y_4' = preț cocs brichete (echiv. 1,0)
1970	5,77	19,99	(—)	13,29	(—)	(—)	(—)
1971	16,80	32,98	(—)	21,96	(—)	(—)	(—)
1972	27,82	45,96	38,49	30,62	3,43	35,97	(—)
1973	38,84	58,15	51,45	39,29	8,69	29,92	(—)
1974	49,87	71,94	64,39	47,15	13,95	93,88	(—)
1975	60,89	84,92	77,34	56,61	19,20	57,81	(—)
1976	71,92	97,90	90,29	65,28	24,46	71,76	(—)
1977	82,94	110,89	103,24	73,94	29,71	85,69	(—)
1978	93,95	123,88	116,19	82,61	34,97	99,65	(—)
1979	104,99	139,86	129,14	91,27	40,23	113,60	103,27
1980	116,01	(—)	(—)	(—)	(—)	(—)	(—)
1984	160,10	201,79	193,88	134,59	66,51	183,33	166,66
1985	171,13	(—)	(—)	(—)	(—)	(—)	(—)
1989	206,04	255,90	247,85	170,70	88,41	241,44	219,49
1990	226,25	272	265	181	92	256	233

Tabelul 4

Ecuațiile de regresie

a) x = preț cărbuni cocsificabili
p = preț păcură
$p = 1,1662\ x - 6,2009$
$\bar{p} = 48,34$ $\bar{x} = 46,7658$
$disp\ p = 896,6814$ $disp\ x = 492,3721$
$p = 30,1052$ $x = 22,3084$
$rx_p = 0,8642$
$\bar{x}/\bar{p} = 0,9674$ $\bar{p}/\bar{x} = 1,0336$

b) y_3 = preț cărbuni necocsificabili
$y_3 = 0,1950\ x + 3,7272$
$\bar{y}_3 = 12,1632$ $\bar{x} = 43,2580$
$disp\ y_3 = 19,0795$ $disp\ x = 403,0454$
$y_3 = 4,4402$ $x = 20,4078$
$r_{xy_3} = 0,8963$
$\bar{x}/\bar{y} = 3,5564$ $\bar{y}/\bar{x} = 0,2812$

c) y_1 = preț cocs
$y_1 = 1,2736\ x + 10,6556$
$\bar{y}_1 = 70,3482$ $\bar{x} = 46,9674$
$disp\ y_1 = 926,2537$ $disp\ x = 499,5852$
$y_1 = 30,5976$ $x = 22,4712$
$r_{x_1}^{x} = 0,9353$
$\bar{x}/\bar{y} = 0,6676$ $\bar{y}/\bar{x} = 1,4978$

cocsificabili, deși, datorită crizei siderurgiei japoneze, în vara anului 1978 s-au semnalat fenomene de renunțări la contracte de livrare, reduceri de cantități și, în corelație cu această micșorare a cererii față de ofertă, în mod legic au apărut unele scăderi de prețuri de livrare. În anul 1979 piața produselor petroliere a fost puternic tulburată de diferite crize politice, care au modificat pentru un anumit timp corelațiile stabilite.

La cocsul brichete s-a acceptat într-una din variantele de calcul un coeficient de echivalare egal cu 1,1, deși este clar că progresul tehnic ce se va realiza la folosirea unor cuptoare mai bune și la ciuruirea mai avansată a încărcăturii, precum și a rețetelor cu mult semicocs va aduce acest coeficient la valoarea de 1 sau chiar sub 1. În acest caz variațiile prețurilor cocsului brichete vor prezenta valorile notate cu y_4'.

Confirmarea — cel puțin parțială — a tendințelor calculate pentru aceste valori este dată de prețurile înregistrate în iunie 1978 cu valori de circa 75 \$/t cărbuni cocsificabili CIF porturi R.F.G., 25 \$/t cărbuni necocsificabili franco mină S.U.A., precum și de prețuri de 118 \$/t cocs (nov. 1977), respectiv de circa 150 \$/t cocs în vara 1979. Pornind de la aceste ipoteze, calcule și date statistice * se vor examina mai jos cîteva aspecte tehnicoeconomice ce pot servi la promovarea în ritm cît mai rapid a procedeului românesc (ICEM) de fabricare și folosire a cocsului brichete, în afara celor publicate în anii în care s-a lucrat pentru aducerea acestui procedeu de la nivel laborator la nivel industrial de uzină de 120 000 t/an.

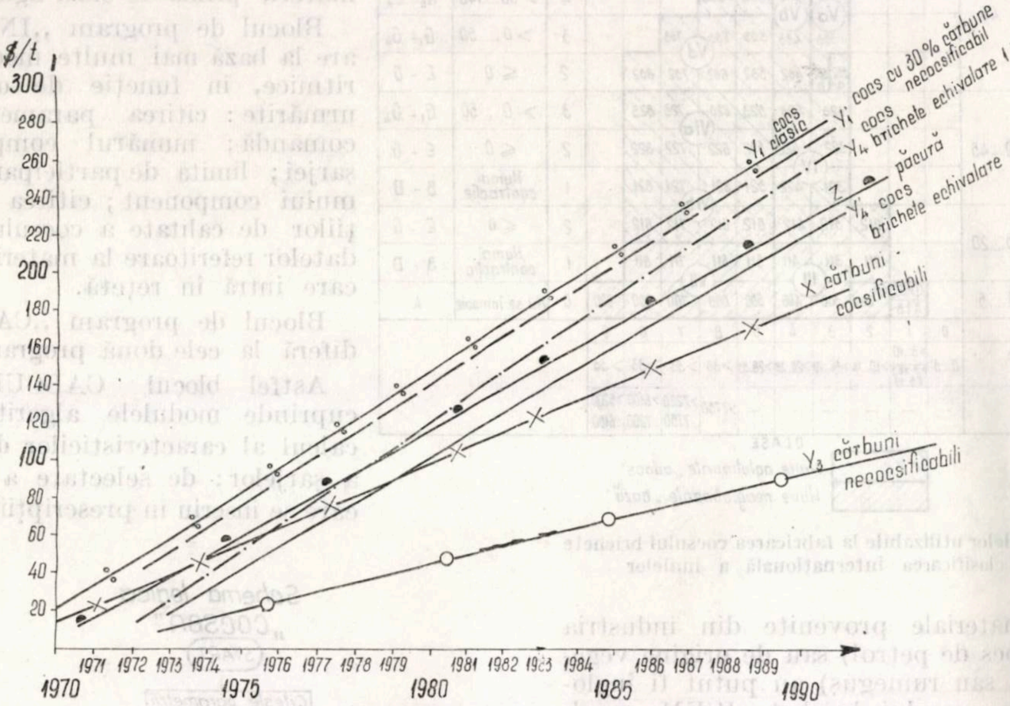


Fig. 3. Analiza tendințelor de evoluție a prețurilor diferiților combustibili pe baza datelor din 1970–1977

Cărbunii utilizabili la fabricarea cocsului brichete

În decursul cercetărilor pentru fabricarea cocsului brichete prin procedeul ICEM, lucrările inițiale au permis stabilirea condițiilor ce asigură producerea cocsului brichete pe baza rețetelor în ,,2 trepte'' și au condus la folosirea ca materie primă de bază a aproape tuturor huilelor ne- și slab- cocsificabile și a tuturor huilelor slab și bine cocsificabile drept cărbuni de adaos în șarjă. Cercetările de perfecționare a tehnologiei și folosirea a diferiți cărbuni din țară și străinătate (Europa, Asia, Africa și America de Sud) au dus în mod practic la acceptarea ca materie primă de bază a tuturor huilelor cuprinse în clasificarea internațională în primele 3 rînduri (100–900; 211–811 și 212–812) fie ca atare, fie total sau parțial sub formă de semicocs, la cărbuni cu peste 20–25% volatile (rețetele ,,într-o treaptă și jumătate'') (fig. 4). Celelalte huile din clasificarea ISO (rîndurile 3 și peste) pot fi folosite ca adaosuri aglutinante-ameliorante, în anumite proporții, în funcție de calitatea lor. Astfel cărbunii tip 612 pot fi utilizați cu efecte bune la o proporție de 30% în șarja de brichete, în timp ce cărbunii 535 au același efect la 5–10% adaos de șarje.

Huilele slab – și necocsificabile cu peste 20–25% V se pot folosi, după cum s-a arătat, și sub formă de semicocs. La procente ridicate de volatile, deși se poate obține o rezistență mecanică corespunzătoare și o comportare în furnal satisfăcătoare și cu rețete avînd 15–25% în șarjă semicocs, iar restul huile aglutinante și cărbuni necocsificabili, în stare crudă, totuși, realizarea unor performanțe superioare în furnale mai mari cere obținerea unei greutăți volumice mai apropiate de cea a cocsului clasic, ceea ce se poate atinge prin transformarea integrală a cărbunelui de bază, necocsificabil, în semicocs.

La folosirea cărbunilor ,,mai tineri'' (cărbuni bruni lucioși, cărbuni bruni mați, cărbuni bruni xilitici-ligniți, cărbuni bruni pămîntoși), conform cu rezultatele obținute, transformarea lor în semicocs este obligatorie.

---

* În toamna-iarna 1979 prețul cocsului a atins, la livrări diferite, prețuri de 180–200 \$/t.

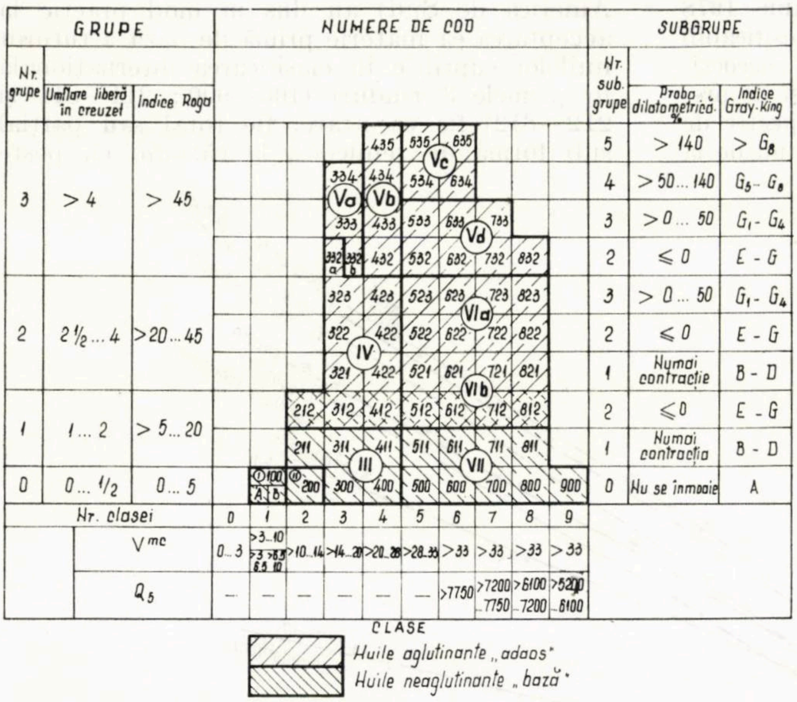

GRUPE
NUMERE DE COD
SUBGRUPE
Nr. grupe
Umflare liberă în creuzet
Indice Roga
Nr. sub. grupe
Proba dilatometrică %
Indice Gray-King
3
> 4
> 45
2
2 ½ ... 4
> 20 ... 45
1
1 ... 2
> 5 ... 20
0
0 ... ½
0 ... 5
Nr. clasei
V^mc
Q_5
CLASE
Huile aglutinante „adaos"
Huile neaglutinante „bază"
Nu se înmoaie
Numai contracție

Fig. 4. Gama huilelor utilizabile la fabricarea cocsului brichete ICEM în clasificarea internaţională a huilelor

Diferite materiale provenite din industria petrolieră (cocs de petrol) sau de origine vegetală (mangal sau rumeguş) au putut fi înglobate în şarja cocsului brichete ICEM, rezolvîndu-se astfel probleme de calitate legate de conţinutul de cenuşă sau sulf sau pentru reglarea reactivităţii la care adaosul de mangal sau raportul reciproc de mangal şi cocs petrol pot servi la realizarea unor anumite valori prescrise, ca de exemplu la cocsul electrometalurgic.

Rezultatele obţinute cu diferitele materii prime folosite la fabricarea cocsului brichete ICEM şi compararea acestora cu valorile corespunzătoare ale cocsului clasic folosit ca referinţă au arătat posibilităţile de aplicare a acestor reţete.

Programele de calcul al reţetelor optime de cocs brichete ICEM pe calculator

Programele realizate pentru calculul reţetelor folosite în procedeul ICEM de fabricare a cocsului brichete se compun dintr-o succesiune de blocuri de programe, care pot fi împărţite în următoarele părţi :

— blocuri de programe : „INTRARE" ;
— blocuri de programe : „CALCULE" ;
— blocul de programe : „AFIŞARE".

Blocul de „INTRARE" este comun celor două programe elaborate „COCSBR" şi „K". Programul „COCSBR" (fig. 5) se referă la reţetele tipice ale cocsului brichete ICEM pornind de la cărbunii necocsificabili şi slab cocsificabili din R. S. România sau alte huile sau cărbuni bruni, iar programul „K" se referă la reţetele ce se pot realiza la fabricarea cocsului brichete ICEM, folosind ca materie primă de bază lignitul „K".

Blocul de program „INTRARE" are la bază mai multe module algoritmice, în funcţie de obiectivele urmărite : citirea parametrilor de comandă ; numărul componenţilor şarjei ; limita de participare a ultimului component ; citirea prescripţiilor de calitate a cocsului ; citirea datelor referitoare la materiile prime care intră în reţetă.

Blocul de program „CALCULE" diferă la cele două programe.

Astfel blocul CALCULE „K" cuprinde modulele algoritmice : de calcul al caracteristicilor de calitate a şarjelor ; de selectare a reţetelor care se înscriu în prescripţiile cerute.

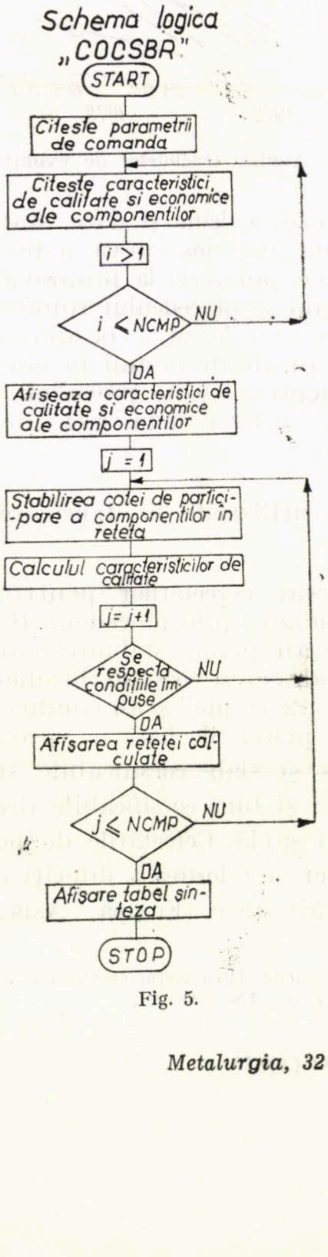

Schema logica „COCSBR"
START
Citeste parametrii de comanda
Citeste caracteristici de calitate si economice ale componentilor
i > 1
i ≤ NCMP
NU
DA
Afiseaza caracteristici de calitate si economice ale componentilor
j = 1
Stabilirea cotei de participare a componentilor in reteta
Calculul caracteristicilor de calitate
j = j+1
Se respecta conditiile impuse
NU
DA
Afisarea retetei calculate
j ≤ NCMP
NU
DA
Afisare tabel sinteza
STOP

Fig. 5.

Blocul CALCULE pentru ,,COCSBR'' se compune din : algoritmii de calcul al caracteristicilor șarjei ; algoritmii de calcul al prețului în lei și în lei valută ; algoritmul de calcul al consumului raportat la scoatere de cocs metalurgic și algoritmul de calcul al maximului și minimului fiecărei caracteristici calculate.

Blocul de program ,,AFIȘARE'' se prezintă sub forma unor tabele care conțin :

— denumirea componenților ;

— denumirea caracteristicilor tehnologice și economice ;

— cota de participare (în procente) a componenților ;

— date privind caracteristicile de calitate ale cocsului ;

— valoarea șarjei, în monedă națională și în valută.

În plus pentru programul ,,COCSBR'' se afișează și tabelul privind valorile maxime și minime ale tuturor caracteristicilor urmărite.

Programele au fost testate și executate pe calculatorul electronic FELIX C-32 pe seturi de date reale.

Ele pot fi utilizate pentru obținerea rețetelor pentru un număr opțional de componenți (testarea s-a făcut pînă la 10 componenți).

Programele se caracterizează printr-o serie de facilități la utilizare și anume :

— limitele de variație, pasul de variație, limitele tehnologice și economice urmărite se stabilesc de utilizator ; cu același program se pot rula mai multe variante ale problemei.

Utilizarea acestor programe poate fi făcută urmărind următoarele scopuri principale :

— efectuarea calculelor operative de rețete, în cazul în care se urmărește realizarea unei calități prescrise a cocsului ;

— pentru stabilirea proporțiilor maxime sau minime în care poate fi folosit un component nou, cînd se cunosc cantitățile disponibile pentru ceilalți componenți ;

— stabilirea unor rețete în condițiile unui efort valutar minim sau ale unui cost minim ;

— pentru reducerea duratei și cheltuielilor de cercetare, prin eliminarea unor experimentări, pe baza studierii rețetelor posibile în condiții de variabilitate accentuate din punct de vedere calitativ și economic.

Concluzii

Datele statistice studiate și calculele de tendințe ale prețurilor demonstrează clar că din punct de vedere economic fabricarea cocsului brichete se impune din ce în ce mai mult pentru orice capacitate ce poate asigura producția pentru consumul pînă acum dovedit pentru acest cocs.

În esență, oricare variantă de cocs clasic de o capacitate de circa 400 000—500 000 t/an care — pe baza studiilor și rezultatelor obținute pînă acum se poate realiza și pe cocs brichete — duce la o pierdere efectivă de circa 10 $/t de cocs produs prin procedeul clasic, față de realizarea aceleiași capacități pe cocs brichete (tab. 5 și 6). Pentru a se putea realiza această capacitate este necesar să se

Tabelul 5

Estimare
privind economicitatea fabricării cocsului brichete

1. Prețurile curente în 1977, practicate pe piața mondială, au fost : (tab. 1)

— cărbuni cocsificabili	60 ± 5 $/t
— cărbuni energetici	25 — 28 $/t
— cocs metalurgic	110 $/t(95 $/t)

Cu mențiunea că la cărbunii cocsificabili se iau în calcul prețuri CIF, iar la cărbuni energetici, prețuri FOB sau franco mină (tab. 2).

2. Rețetele limită (rețete tip) ce pot fi luate în calcul pentru folosirea cărbunilor energetici la cocsificare sînt cele de mai jos :

șarjă cocsul clasic (ștampat, vrac, mixt, preîncălzit)		*șarjă cocsul brichete*
— 70 % cărbuni cocsificabili de 60 $/t = 42 $		100 % cărbuni energetici de 27 $/t
— 30 % cărbuni energetici de 27 $/t = 8 $		
cost șarjă	50 $/t	27 $/t

3. Producerea cocsului metalurgic cere un consum specific de :

1,6 t șarjă cocs clasic/t cocs metalurgic	2 t șarjă cocs brichete/1 t cocs metalurgic

4. Structura costului tip arată astfel :

	cocs clasic	*cocs brichete*
cheltuieli materiale (cărbuni)	80 $/t	54 $/t
cheltuieli de prelucrare	5 $/t	15 $/t
	85 $/t cocs metalurg.	69 $/t cocs metalurg.
Valoare (preț de vînzare)	110 $/t (95 $/t)	100 $/t (86 $/t)
Retribuții, beneficii etc.	25 $/t (10 $/t)	31 $/t (17 $/t)

Tabelul 6

Structura venitului realizabil în % (1977) *

	cocs clasic	cocs brichete (DKS)
— cheltuieli pentru cărbune	—77,5	—53,77
— pregătirea șarjei	— 1,375	— 1,375
— brichetarea	—	— 5,625
— cocsificarea	—11,875	—12,50
— mașini + stingere	— 2,5	— 2,75
— vînzare cocs	+ 80,25	+81,25
— răcire captare gaz	— 6,00	— 6,00
— vînzare gaz	+15,00	+14,00
— prelucrare și valorificare produse chimice	— 2,5	— 2,5
	— 5,5	+10,75

$$P_{c_b} - P_{c_k} = +16{,}25\,\%$$

---

* Datele calculate conform prospectului firmelor DIDIER—Keihan-Sumitomo pentru o uzină de 400 000 t an cocs brichete, comparativ cu o uzină clasică de aceeași capacitate. Se menționează că procedeul DKS de fabricare a cocsului brichete este practic identic cu procedeul ICEM

realizeze un cuptor oblic de cel puțin 20 m^3 volum util.

Gama largă a cărbunilor ce au fost încercați și folosiți la fabricarea cocsului brichete arată marea elasticitate a procedeului (pe lîngă elasticitatea însăși a agregatului de bază, cuptorul oblic se pretează la cocsificarea oricărei șarje : în vrac, brichete, clasic, preîncălzit sau mixte), iar calculele statistico-matematice efectuate demonstrează posibilitatea alegerii celor mai felurite rețete din punct de vedere al caracteristicilor și economicității.

Bibliografie

[1] *** UNIDO/Ex. 36—24 febr. 1978. *Working Paper for the Working Group Meeting on Coking Coal.* Viena, 6—8 aprilie, 1978.

[2] Tanabe, S. *The Steel Industry's Requirements for Raw Materials.* Ian. 6-th National Northern Developement Conference. Edmonton, Canada, 31 oct.—2 nov., 1973.

[3] Barbu, I., Lambescu, S. și Badiu, Adriana. *Valorificarea superioară a resurselor de materii prime și energetice. Cocsul — echilibrul necesar între resurse și cerințe.* În : Revista Economică, nr. 25, 1975, București.

[4] Barbu, I., Lambescu, S. și Badiu, Adriana. *Aspecte legice și de conjunctură în realizarea ciclului cercetare-proiectare-aplicare industrială, cu privire specială în industria cocsochimică.* Cercetări Metalurgice, nr. 16, 1975.

[5] Rumberger, M. În : Stahl u. Eisen, nr. 15, 1977, p. 705—713.

[6] Barbu, I., Dobrovici, D. și Tvirco, Al. *Einfluss der Bereitstellung fester Energieträger auf die Kokserzeugung und die technologischen Auswirkungen auf die Eisenhüttenrohstoff Preisentwicklung.* Freiberger Forschungshefte A 577/1977.

[7] *** Institutul de Economie Mondială. Buletinul zilnic 1973—1978, ,,Piața internațională'' și suplimentele nr. 9 și 10.

[8] *** MINERALIMPORTEXPORT Buletin informativ, 1973—1978.

[9] Glesel, H. În : Glückauf 112 nr. 17, 1976, p. 986—997.

[10] *** În : World Coal, 1975—1978

[11] *** ONU — Consiliul Economic și Social. ,,Etat actuel et les perspectives de la tehnologie de la production du coke moulé dans le monde'' Coal/GE. 3 R. 23 14 avril 1977.

[12] Kerestem, F. În : Glückauf, nr. 8, 1977, p. 435—440

DOCUMENTARE

Plasmared — primul procedeu metalurgic mondial cu plasmă pentru fabricarea buretelui de fier

După cinci ani de cercetări intensive, completate de încercări pe instalații pilot, SKF Steel (Suedia) a decis să mizeze pe procedeul Plasmared, primul procedeu metalurgic mondial la scară industrială pentru fabricarea buretelui de fier, care utilizează o tehnologie de vîrf — cea a plasmei. O instalație pentru fabricarea buretelui de fier, la Hofors, în centrul Suediei, a fost transformată în vederea aplicării procedeului pe bază de plasmă, dezvoltat de SKF Steel. Producția prevăzută va fi de 70 000 t/an burete de fier.

Paralel cu această investiție, se vor intensifica lucrările din cadrul unui proiect de cercetare, al cărui scop final este de a elabora în condiții foarte interesante de randament, prin intermediul unei topiri prin reducere cu ajutorul plasmei, fontă brută direct pe bază de minereu sortat, fără utilizarea sinterizării și a cocsului metalurgic costisitor.

Noul procedeu, numit Plasmared, oferă totodată o posibilitate mai mare privind alegerea sursei de energie : păcură, gaz sau cărbune, precum și avantaje evidente pe planul protecției mediului înconjurător. Temperatura foarte ridicată a plasmei, de ordinul a 7 000°C, antrenează o diminuare a emisiunilor de sulf, gudroane, dioxid de carbon etc.

(În : *Revue de Métallurgie, Franța, nr. 10, 1979, p. 701*)

Mai puțină fontă fabricată, mai multe deșeuri necesare

Ultimele două numere ale publicației IISS Comentary (pentru lunile august și septembrie 1979) se ocupă de problemele curente ridicate de elaborarea oțelului în Statele Unite. Deși o cantitate mare de oțel se obține în cuptoare electrice, 75% se elaborează încă din fonta lichidă de furnal. Numărul furnalelor a scăzut de la 263 în 1960 la 172 în anul 1978, deși producția reală a crescut de la 66,5 la 87,7 mil.t, producția medie zilnică crescînd de la 870 la 2 240 t. Se așteaptă ca pînă în 1982 să nu mai existe decît 149 furnale, dintre care 119 în stare de funcțiune. Producția totală va atinge 90 mil.t, cifră suficientă pentru producția de oțel din fontă lichidă. În cazul în care cantitatea de cocs va fi satisfăcătoare din punct de vedere al calității, prețurile metalului lichid vor rămîne inferioare celor ale deșeurilor.

Poziția deșeurilor pare mai puțin favorabilă: cantitatea de deșeuri ,,rezultată'' din economie (din echipamente etc.) a rămas proporțională cu cantitatea totală de oțel ,,introdusă''. Cu toate acestea, trebuie să treacă mult timp pînă cînd un echipament să devină perimat și să se transforme în deșeuri, iar o parte din material este practic pierdută fără să mai poată fi recuperată. Din analiza întreprinsă de IISS reiese că deceniul nouă va înregistra un surplus de deșeuri, față de unul foarte redus în ultimul deceniu al secolului. Așadar va fi necesar, probabil, ca guvernul Statelor Unite să controleze cu o grijă sporită exportul de deșeuri, să îmbunătățească și să sporească capacitatea de recuperare a fierului vechi. De asemenea, se impune ca pe viitor producătorii de oțel prin procedeul electric să ajungă la concluzia că buretele de fier este o sursă mai ieftină de fier.

(În : *Ironmaking and Steelmaking, Anglia, 1979, nr. 6, p. 15*)

Ing. P. Petrescu
Centrul de perfecţionare M.I.M. – Bucureşti
ing. T. Gherasim
I.C.P.F.T.T. – Bucureşti

Aspecte tehnice şi economice ale unei politici energetice a elaborării fontei în furnal

CZ : 669.162.2 :662.6/.9

1. Este cunoscut că :

— industria siderurgică cu un consum de 5–7 Gcal/t oţel reprezintă circa 6–20% din consumul de energie al unei ţări industriale dezvoltate ;

— furnalul reprezintă poziţia cu consumul cel mai ridicat din ansamblul uzinei siderurgice, depăşind 50% din consumul total de energie ;

— purtătorii principali de energie în furnal sînt cocsul, păcura şi gazul metan, combustibili deficitari şi scumpi, prezentînd o marcantă tendinţă de creştere a preţurilor ;

— furnalul va rămîne încă mult timp principalul producător de fontă şi nu se întrevede încă frînarea dezvoltării sale pînă la începutul sec. XXI, cînd probabil elaborarea continuă a oţelului şi reducerea directă se vor bucura de o evoluţie mai susţinută alături de electrometalurgie în general.

Politica energetică a furnalului vizează două căi :

a) reducerea consumului specific de energie ;

b) substituirea combustibililor scumpi şi deficitari cu alţii, disponibili la un preţ mai redus.

Reducerea consumului specific de energie nu oferă mari posibilităţi, deoarece elaborarea fontei în furnal cu circa 3,2 Gcal/t (în condiţiile unei încărcături de calitate) se apropie de limita sa teoretică.

În cele ce urmează se vor arăta unele aspecte tehnice şi în special economice ale unor tehnologii de substituire parţială a cocsului, gazului metan şi păcurii la elaborarea fontei în furnal, analizînd :

1) înlocuirea cocsului cu păcură injectată la gurile de vînt ;

2) înlocuirea cocsului cu cărbuni injectaţi la gurile de vînt ;

3) înlocuirea cocsului cu cărbuni injectaţi la gurile de vînt şi gaze reducătoare insuflate la baza cuvei ;

4) înlocuirea cocsului cu hidrogen insuflat la gurile de vînt şi la baza cuvei, produs cu ajutorul energiei nucleare.

În toate variantele analizate s-a plecat de la un mers de referinţă cu un consum de cocs de 600 kg/t fontă fără adaosuri, iar parametrii tehnologici au fost luaţi ca medii din literatura de specialitate.

S-au întocmit nomograme ale costului combustibililor pe tona de fontă în funcţie de variaţia preţurilor la diferitele forme de combustibili de substituţie, căutîndu-se un sistem simplu de comparaţie a diferitelor tehnologii cunoscute.

Fără a defini orizontul pentru care s-au admis evoluţiile de preţ, nomogramele permit determinarea unor cazuri limită ca maximum preţ cocs combinat cu maximum preţ păcură (max.–max.) sau minimum preţ cocs cu maximum preţ păcură (min.–max.) sau a oricărui alt caz intermediar.

2.1 Consumul de păcură injectată la gurile de vînt s-a luat de la 0 la 190 kg/t cu insuflarea oxigenului începînd de la 90 kg/t, crescînd progresiv pînă la 32% în aerul insuflat. Coeficientul mediu de înlocuire s-a luat 1,1 kg cocs/kg păcură. Deoarece conjunctura şi tendinţa actuală prezintă o creştere mai rapidă a preţului păcurii decît a cocsului, variaţia preţului cocsului s-a luat de la 100 la 200 $/t, iar a păcurii, de la 90 la 200 $/t. Preţul energiei electrice pentru producerea oxigenului s-a luat de asemenea variabil în funcţie de evoluţia preţurilor cărbunilor necocsificabili, care este mai lentă (10–30 $/MWh la 0,8 kWh/Nm^{3}O$_2$).

Influenţa preţului oxigenului este redusă.

2.2 Consumul de cărbune insuflat la gurile de vînt s-a luat de la 0 la 120 kg/t. Coeficientul mediu de înlocuire 0,6 kg cocs/kg pentru cărbuni, cu circa 6 000 kcal/kg. Deoarece experimentările actuale nu au depăşit acest debit de cărbuni, nomograma nu extrapolează această valoare şi nu introduce în consecinţă nici oxigenul suplimentar necesar. Preţul cărbunilor s-a luat între 30 şi 70 $/t.

2.3 Consumul de cărbuni s-a luat între 0 şi 120 kg/t, la care se adaugă 750 Nm^3/t fontă gaze reducătoare insuflate la baza cuvei. Gazele reducătoare ($CO + H_2$ cca. 90%) permit un coeficient mediu de înlocuire de 0,26 kg cocs/Nm^3 gaz la un grad de oxidare de 0,03.

În cazul producerii acestui gaz din cărbuni energetici (cca. 4 500 kcal/kg) se produc circa 1,5 Nm^3 gaz/kg cărbuni, valoare care a fost introdusă în nomogramă.

2.4 Insuflarea de H_2 la gurile de vînt şi la baza cuvei, fără aport de O_2, conduce la un coeficient de înlocuire mediu de 0,268 kg cocs/Nm^3 gaz (0,215 H_2 rece la gurile de vînt şi 0,309 H_2 la 950°C, la baza cuvei). S-a luat 170 Nm^{3}H$_2$ pe tonă fontă la gurile de vînt şi 500 Nm^{3}H$_2$ pe tonă fontă la baza cuvei.

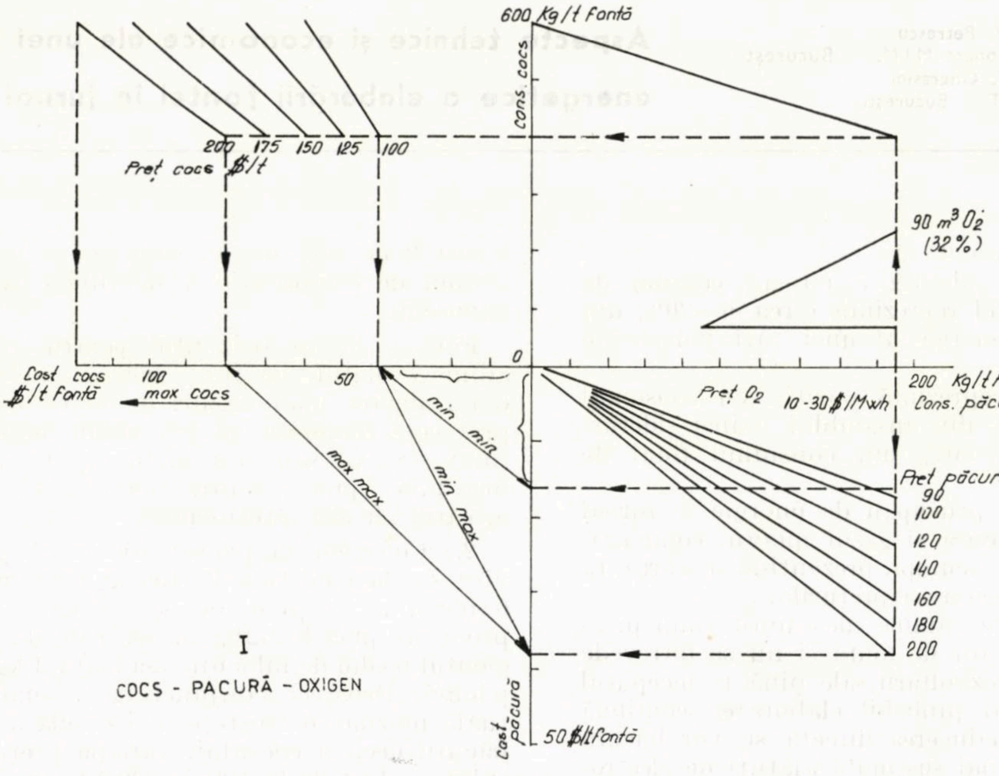

600 Kg/t Fontă
Cons. cocs
200
175
150
125
100
Preț cocs $/t
90 m³ O₂
(32 %)
Cost cocs
$/t fontă
100
max cocs
50
0
min min
max max
min max
Preț O₂
10-30 $/Mwh
200 Kg/t Fontă
Cons. păcură
Preț păcură $/t
90
100
120
140
160
180
200
I
COCS - PACURĂ - OXIGEN
Cost-păcură
50 $/t fontă

Fig. 1.

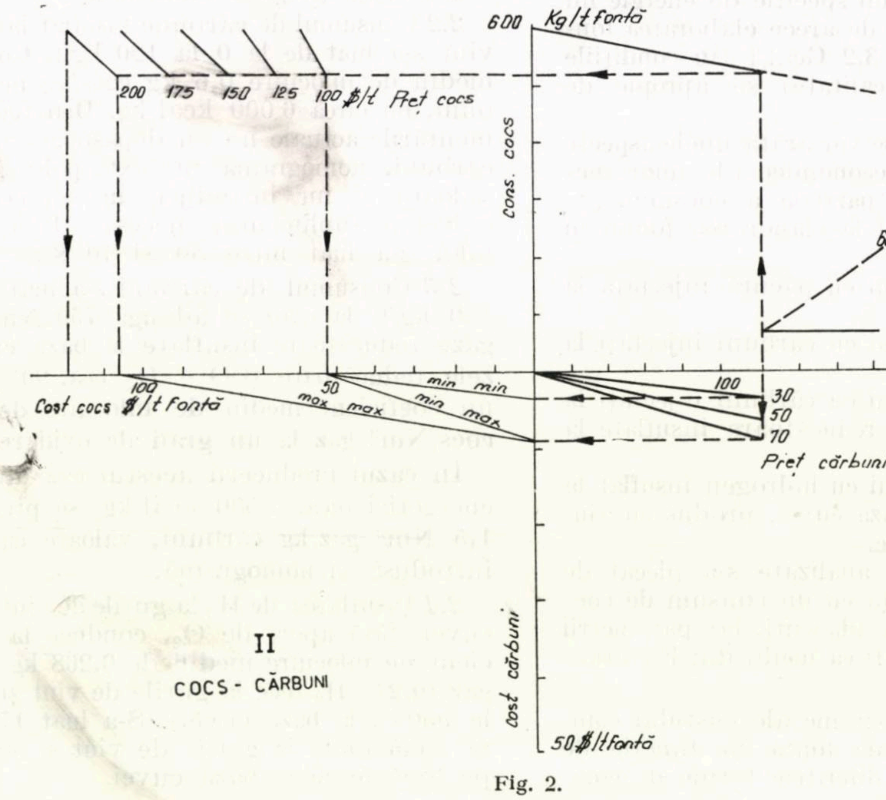

600 Kg/t Fontă
200
175
150
125
100 $/t
Preț cocs
Cons. cocs
60 m³ O₂
100
50
Cost cocs $/t fontă
max max
min min
min max
100
200 Kg/t Fontă
Cons. cărbuni
30
50
70
Preț cărbuni $/t
cost cărbuni
50 $/t fontă
II
COCS - CĂRBUNI

Fig. 2.

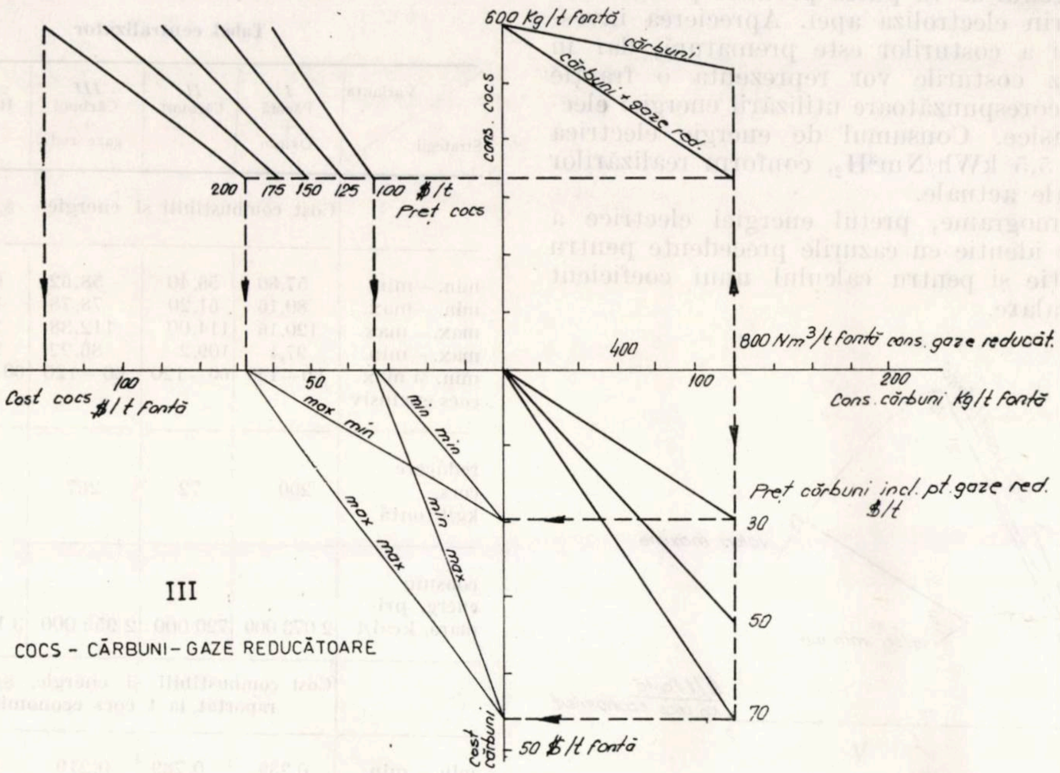

600 Kg/t fontă
cărbuni
cărbuni + gaze red.
cons. cocs
200
175
150
125
100 $/t
Preț cocs
400
800 Nm³/t fontă cons. gaze reducăt.
100
200
Cons. cărbuni Kg/t fontă
Cost cocs $/t fontă
100
50
max
min
min
min
mox
min
max
max
Preț cărbuni incl. pt. gaze red. $/t
30
50
70
III
COCS - CĂRBUNI - GAZE REDUCĂTOARE
cost cărbuni
50 $/t fontă

Fig. 3.

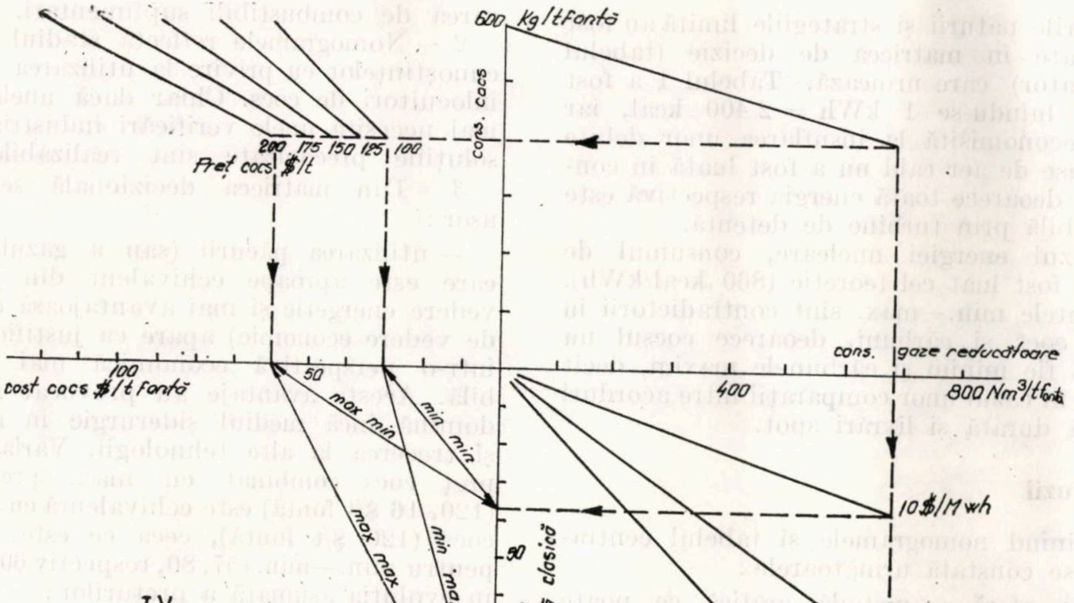

600 Kg/t fontă
cons. cocs
200
175
150
125
100
Preț cocs $/t
100
cost cocs $/t fontă
50
max
min
min
min
max
cons. gaze reducătoare
400
800 Nm³/t fontă
10 $/MWh
50
20
cost energie electrică clasică
100 $/t fontă
IV
COCS - HIDROGEN

Fig. 4.

Hidrogenul se va putea produce pe cale nucleară prin electroliza apei. Aprecierea investițiilor și a costurilor este prematură, dar în orice caz costurile vor reprezenta o fracție din cele corespunzătoare utilizării energiei electrice clasice. Consumul de energie electrică s-a luat 5,5 kWh/Nm^3H_2, conform realizărilor industriale actuale.

În nomograme, prețul energiei electrice a fost luat identic cu cazurile precedente pentru comparație și pentru calculul unui coeficient de echivalare.

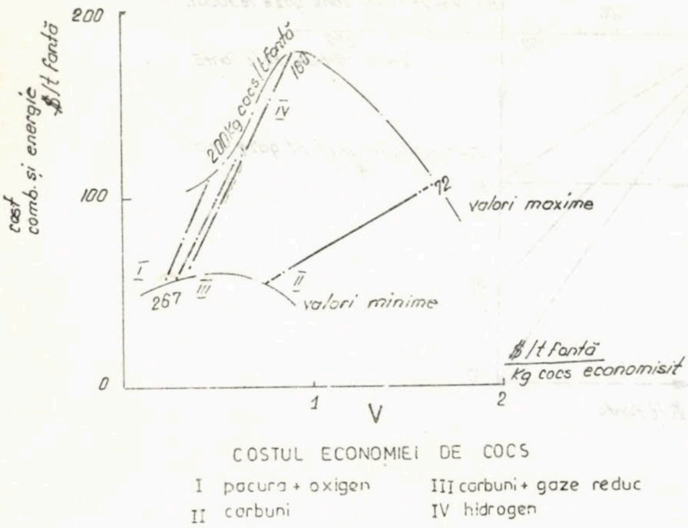


Fig. 5.

3. Stările naturii și strategiile limită au fost concentrate în matricea de decizie (tabelul centralizator) care urmează. Tabelul 1 a fost întocmit luîndu-se 1 kWh = 2 400 kcal, iar energia economisită la insuflarea unor debite mai reduse de aer cald nu a fost luată în considerare, deoarece toată energia respectivă este recuperabilă prin turbine de detentă.

În cazul energiei nucleare, consumul de calorii a fost luat cel teoretic (860 kcal/kWh).

Variantele min. — max. sînt contradictorii în sine la cocs și cărbuni, deoarece cocsul nu poate să fie minim și cărbunele maxim, decît cel mult în cazul unor comparații între acorduri de lungă durată și livrări spot.

4. Concluzii

Examinînd nomogramele și tabelul centralizator, se constată următoarele :

1 — Se oferă o metodă grafică ce poate contribui ușor la analizarea implicațiilor rezultate din variații rapide și divergente ale prețurilor diferitelor forme de energie utilizate la elaborarea fontei în furnale.

Nomogramele pot fi utilizate pentru orice tip de cărbuni sau gaze reducătoare dar pleacă de la o bază de referință, în cazul de față un consum de cocs de 600 kg/t fontă fără utilizarea de combustibili suplimentari.

Tabelul 1

Tabel centralizator

Variante / Strategii	*I* Păcură + Oxigen	*II* Cărbuni	*III* Cărbuni + gaze red.	*IV* Hidrogen	*III/IV*
	Cost combustibili și energie, $/t fontă				
min. — min.	57,80	56,40	58,62	67,12	0,78
min. — max.	80,16	61,20	78,78	141,3	0,56
max. — max.	120,16	114,00	112,38	171,3	0,658
max. — min.	97,1	109,2	86,22	97,12	0,887
min. și max. cocs exclusiv	60 — 120	60 — 120	60 — 120	60 — 120	
reducere cocs, kg/t fontă	200	72	267	180	
consum energ. primară, kcal/t	2 073 000	720 000	2 955 000	3 192 750	
	Cost combustibili și energie, $/t fontă raportat la t cocs economisit				
min. — min.	0,289	0,783	0,219	0,512	0,533
min. — max.	0,4	0,35	0,295	0,785	0,375
max. — max.	0,6	1,53	0,42	0,951	0,441
max. — min.	0,435	1,52	0,323	0,540	0,593

2 — Nomogramele reflectă stadiul actual al cunoștințelor cu privire la utilizarea diferiților înlocuitori de cocs. Chiar dacă unele din ele mai necesită unele verificări industriale, toate soluțiile preconizate sînt realizabile tehnic.

3 — Din matricea decizională se observă ușor :

— utilizarea păcurii (sau a gazului metan care este aproape echivalent din punct de vedere energetic și mai avantajoasă din punct de vedere economic) apare ca justificată chiar într-o perspectivă economică mai defavorabilă. Aceste avantaje au provocat inerția ce domină încă mediul siderurgic în rezolvarea și trecerea la alte tehnologii. Varianta max. preț cocs combinat cu max. preț păcură (120, 16 $/t fontă) este echivalentă cu max. preț cocs (120 $/t fontă), ceea ce este valabil și pentru min. — min. (57, 80, respectiv 60 $/t fontă) în evoluția asumată a prețurilor ;

— insuflarea cărbunilor nu a fost verificată încă la debite mari, iar rezultatele depind de calitatea cărbunilor utilizați. În orice caz cărbunii utilizați ca atare combinați cu cărbunii convertiți în gaze reducătoare aduc atît din punct de vedere al economiei de combustibili deficitari, cît și din punct de vedere economic avantaje evidente (0,219 $/t cocs economisit la strategia min.—min. şi 0,42 la max.—max. faţă de 0,289 şi 0,6 respectiv din varianta *I*). Întîrzierea cercetărilor în acest domeniu poate să aducă mari prejudicii unei economii;

— deoarece cărbunii cocsificabili prezintă o tendinţă ascendentă a preţurilor, chiar dacă este mai lentă ca cea a păcurii, o strategie de remarcat este şi max. preţ cocs combinat cu min. preţ cărbuni (max.—min.) din varianta *III* (cărbuni + gaze reducătoare), care este suficient de aproape de min.—min. sau de min.—max. din varianta *I* (păcură + oxigen), respectiv 0,323 $/t cocs economisit faţă de 0,289, respectiv 0,4;

— menţinerea preţului cocsului la un min. rămîne una din sarcinile de bază ale siderurgiei, deoarece în orice variantă strategia min.—min. faţă de aceea min.—max. reprezintă circa 66%. Acest lucru nu este posibil decît prin înlocuirea cocsului fabricat din cărbuni cocsificabili cu cocs fabricat, în diverse variante, cu sau fără brichetare, din cărbuni necocsificabili, pentru a elibera siderurgia atît de coşmarul epuizării rezervelor de cărbuni cocsificabili, gaz metan şi păcură, de permanenta ameninţare a escaladării preţurilor, cît şi de utilizarea discriminatorie a rezervelor naturale;

— ca o concluzie generală, exceptînd siderurgia nucleară, se poate spune că întîrzierea cercetărilor în vederea extinderii utilizării cărbunilor necocsificabili, sub toate formele în furnal, nu a fost justificată pe plan mondial decît printr-o slabă capacitate de analiză a perspectivei şi o prea comodă exploatare cu ajutorul gazului metan şi al păcurii.

— Utilizarea hidrogenului produs prin energie nucleară reprezintă o soluţie de economisire sau de înlocuire a resurselor de combustibili clasici. Soluţia apare ca economică şi justifică cercetările în această direcţie, deoarece preţul energiei electrice produse pe această cale va putea scădea la nivelul coeficienţilor de echivalare stabiliţi pentru a realiza o eficienţă echivalentă cel puţin cu cea a insuflării gazelor reducătoare din cărbuni. Scăderea de preţ faţă de datele calculate va trebui să fie de circa 60%, ceea ce nu este realizat încă în prezent.

Observaţie. Deoarece s-a oferit în primul rînd o metodă de lucru din care s-au extras concluziile generale, calculele şi nomogramele se referă numai la consumurile globale de energie şi evoluţia preţurilor respective.

Nu s-a plecat de la un mers de referinţă anume şi nu s-au calculat cheltuielile de exploatare şi creşterile de productivitate în diferitele variante. Nomogramele se pot întocmi şi în acest caz, costurile putînd fi multiplicate cu un coeficient *Ki*, care să reprezinte volumul cheltuielilor în funcţie de consumul specific de combustibil (ceea ce înseamnă de fapt translatarea pe o altă dreaptă de preţ).

Aproximaţia rezultată din adoptarea unor variaţii liniare este neglijabilă. Detalierea rămîne deci la nivelul institutelor de cercetare şi proiectare care trebuie să determine o perspectivă şi o strategie energetică pentru unul din sectoarele cele mai importante din ţară din punct de vedere al consumului de energie.

Studiul punctelor critice de transformare în stare solidă ale oţelului marca OLC45AT

Dr. ing. C. Catrinoiu
Combinatul siderurgic — Hunedoara

CZ : 620.181 : 669.1

Oţelurile care conţin elementul bor dizolvat sînt mai predispuse către deformarea la călire decît oţelurile fără bor, acest fapt putînd fi datorat repartizării neregulate a acestui element în granulaţia de austenită [1].

Adaosul de bor în oţelurile cu călibilitate îmbunătăţită întîrzie germinarea feritei în condiţii izoterme, dar nu modifică sfîrşitul transformării, proprietate foarte importantă în cazul în care oţelurile sînt destinate recoacerilor izoterme.

Oţelul cu bor se recoace la fel de uşor ca oţelul de aceeaşi marcă dar fără bor, fiind necesare durate de descompunere izoterme net mai mici decît în cazul mărcilor clasice cu aceeaşi călibilitate.

La oţelurile moi, slab aliate cu mangan, siliciu şi aliate cu bor, s-a constatat că borul măreşte foarte puţin stabilitatea austenitei numai la viteze de răcire suficient de ridicate, scăzînd intrucîtva temperatura de început de separare a feritei superioare poligonale [2].

Cu creşterea temperaturii de normalizare la oţelul cu bor la fel ca la cele cu titan se micşorează în mod accentuat cantitatea de ferită liberă; punctele de transformare a austenitei se deplasează în domeniile intermediar şi martensitic. Influenţa titanului în această direcţie se dovedeşte mai puternică decît influenţa borului; astfel practic oprirea completă a separării de ferită poligonală în oţelul moale cu titan se observă deja la răcirea de la 980°C, iar la oţelul moale cu bor se observă la răcirea de la 1 100°C.

Datorită formării unui eutectic Fe—B—C cu punct scăzut de topire, la oţelurile cu bor este posibilă aparţia de defecte în procesul de forjare şi laminare.

Temperatura de ardere a oţelului cu bor este sensibil afectată pentru cazul cînd borul este mai mare de 0,008%, dar acest impediment nu prezintă pericol pentru marca OLC45AT, care are 0,001—0,003%B.

Potrivit publicaţiilor apărute pînă în prezent pentru oţelurile aliate cu bor, rezultă că adaosul de bor nu modifică punctele de transformare în stare solidă, deci temperaturile de călire şi comportamentul faţă de riscurile de deformare la călire nu sînt schimbate în comparaţie cu oţelurile fără bor. Borul adăugat în fierul pur are un efect foarte important pentru formarea carburilor, însă în oţelurile utilizate în industrie, care conţin în proporţie mare elemente ce contribuie la formarea carburilor (Mn, Cr sau Mo) şi elemente fără influenţă (Si, Ni), influenţa acestuia este neglijabilă.

Datorită faptului că la unele epruvete de tracţiune din marca OLC45AT cu diametrul 16 mm în faza de tratament termic au apărut fisuri la călire în apă, în lucrările experimentale efectuate s-a simţit necesitatea determinării mai precise a domeniului de variaţie a punctului A_{c_3}, pentru ca regimul de încălzire în vederea călirii să fie stabilit cît mai corect. Este cunoscut că în funcţie de punctul A_{c_3}, pentru o anumită şarjă de oţel, regimul de călire este stabilit într-un domeniu prin care se evită complet posibilitatea de supraîncălzire, fapt ce poate contribui la mărirea grăuntelui austenitic şi la crearea unor condiţii favorabile de apariţie a fisurilor la călire în cazul unui mediu de răcire mai energic al epruvetelor.

Punctele critice de transformare în stare solidă au fost determinate cu ajutorul unui dilatometru diferenţial [3], utilizîndu-se 70 epruvete provenite din 70 şarje cu analiză chimică diferită. Din epruvetele pe care s-au determinat punctele critice ale mărcii OLC45AT, au fost efectuate analize chimice, rezultatele fiind prezentate sub formă grafică în figurile 1—13, iar parametrii principali statistico-matematici, în tabelul 1.

Pentru elementele carbon şi sulf, se constată o dispersie destul de mare a valorilor, cu toate că analiza la oală a şarjelor a variat în domeniul 0,42—0,48 %C şi 0,015—0,035% S. Această împrăştiere mare a celor două elemente se datorează în principal segregaţiei din lingou la solidificare, fenomen destul de important în cazul lingourilor de 7,4 şi 9,2 t. Din diagrama 9 se constată că au existat două şarje cu conţinutul de staniu mai mare de 0,02%, respectiv între 0,05 şi 0,06%, conţinut care a influenţat plasticitatea materialului, precum şi caracteristicile mecanice ale acestuia în stare tratată. Microalierea cu vanadiu a acestor şarje, făcută pentru a asigura o mai bună dezoxidare şi un control mai bun al grăuntelui austenitic, s-a făcut în domeniul 0,02—0,06% V. În figura 13 se poate vedea că valorile aluminiului au o dispersie foarte mare atît ca urmare a dozării în acest fel în oţel, cît şi în special datorită repartiţiei neuniforme a a acestui element în masa de oţel.

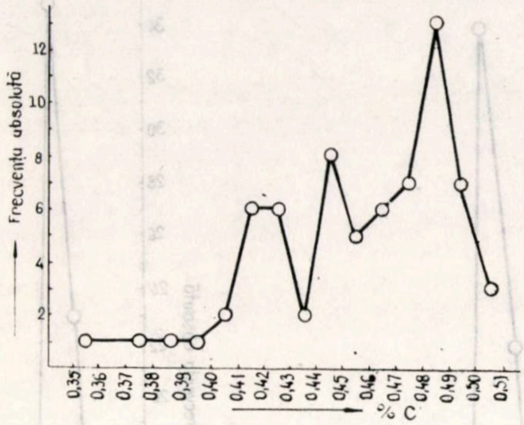


Fig. 1.

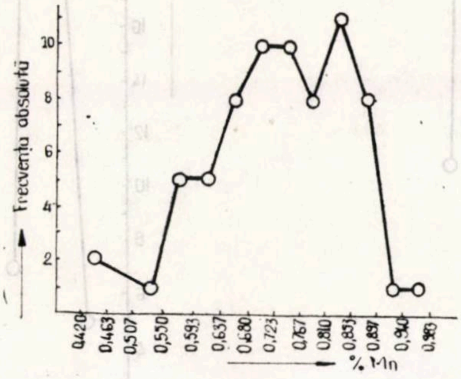


Fig. 2.

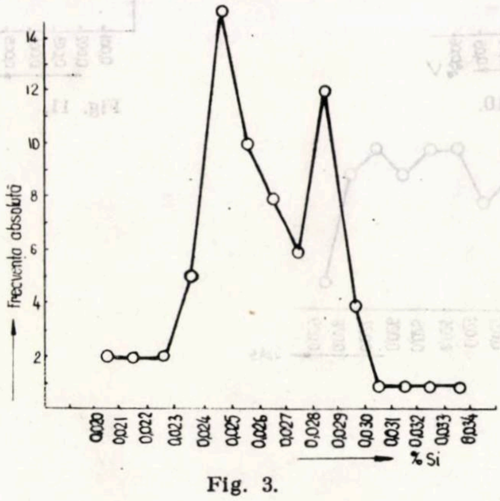


Fig. 3.

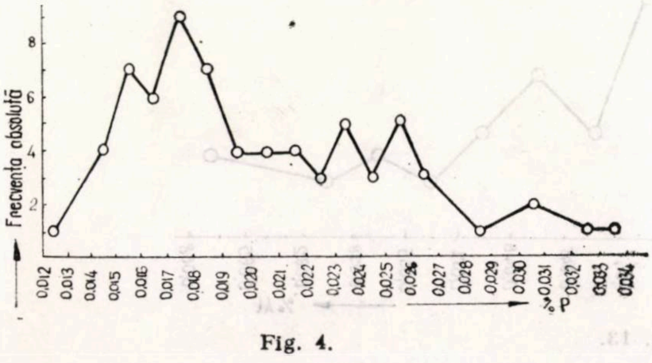


Fig. 4.

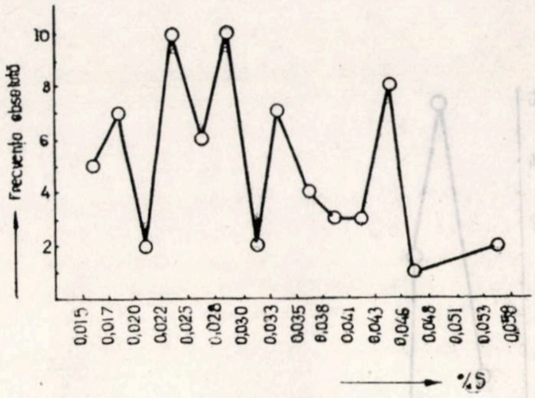


Fig. 5.

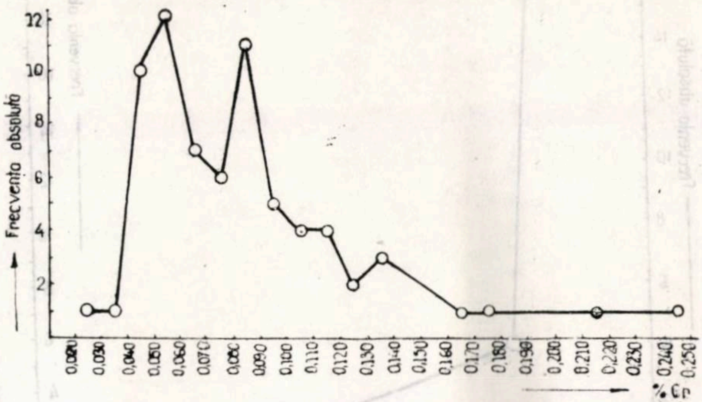


Fig. 6.

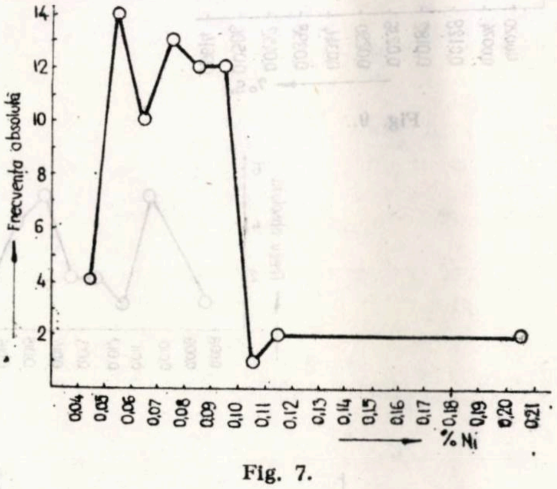


Fig. 7.

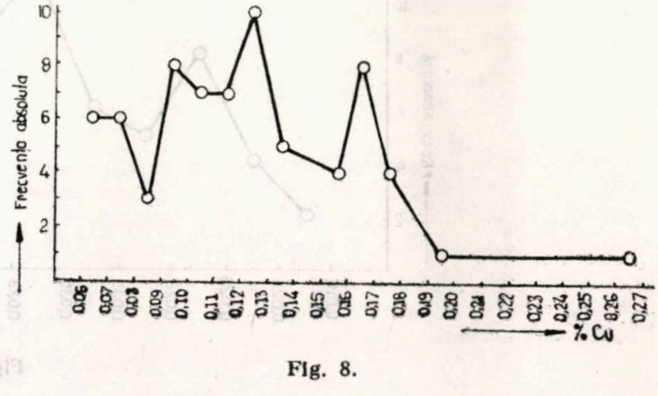


Fig. 8.

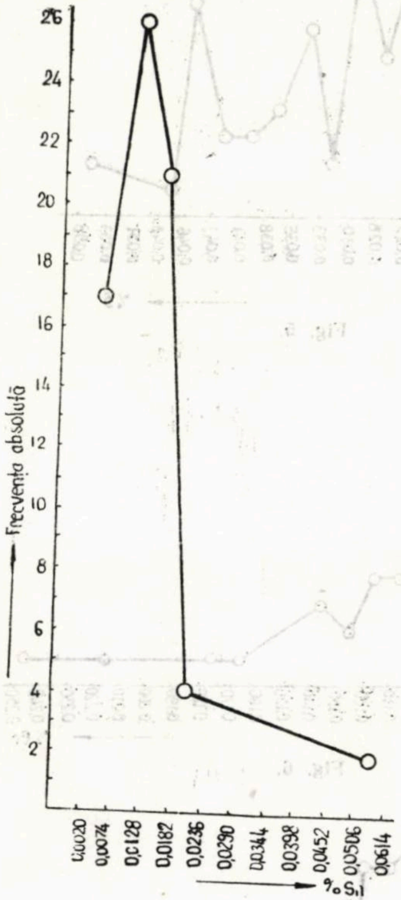


Fig. 9.

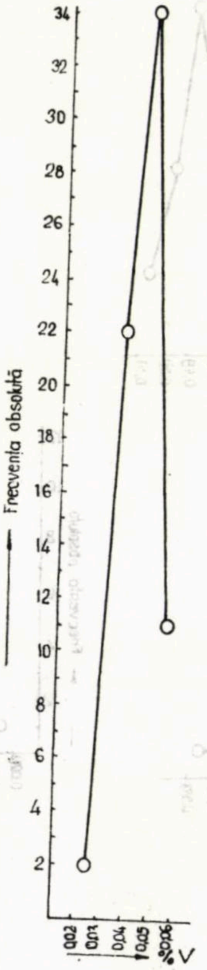


Fig. 10.

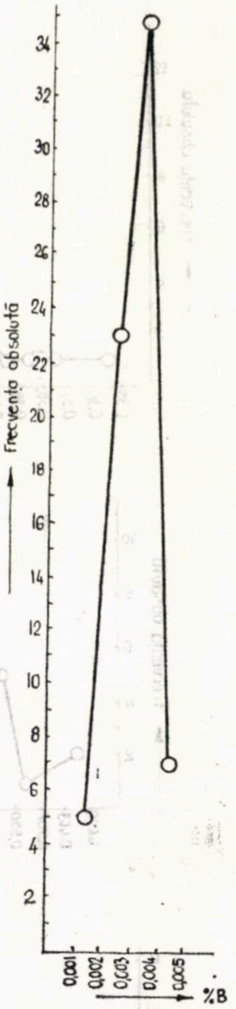


Fig. 11.

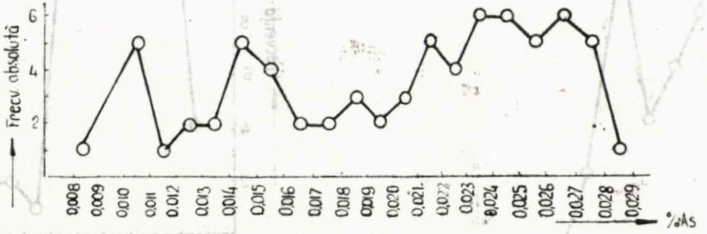


Fig. 12.

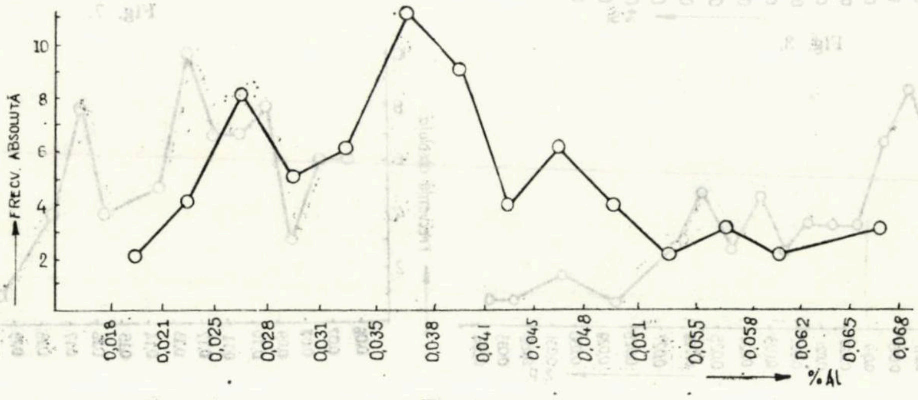


Fig. 13.

Valorile punctelor critice de transformare în stare solidă determinate (A_{c_1}, A_{c_3}, A_{r_3} și A_{r_1}) sînt reprezentate grafic în figurile 14–17, iar în tabelul 2 se dau parametrii statistici principali, calculați pentru fiecare punct critic în parte.

Toate determinările punctelor critice s-au făcut pe un dilatometru de tip Feutron.

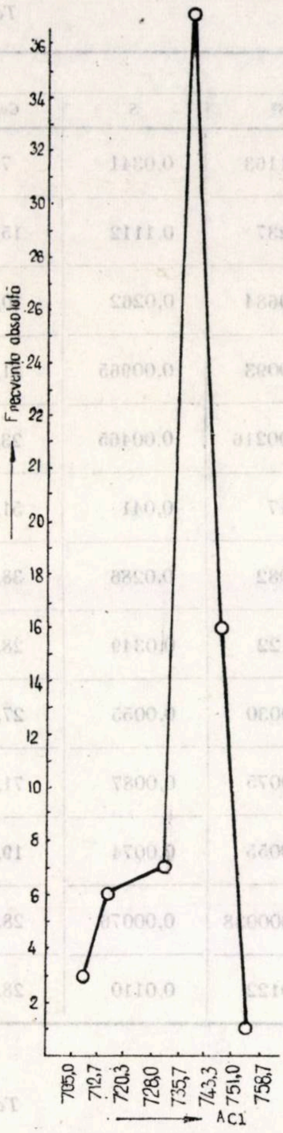


Fig. 14.

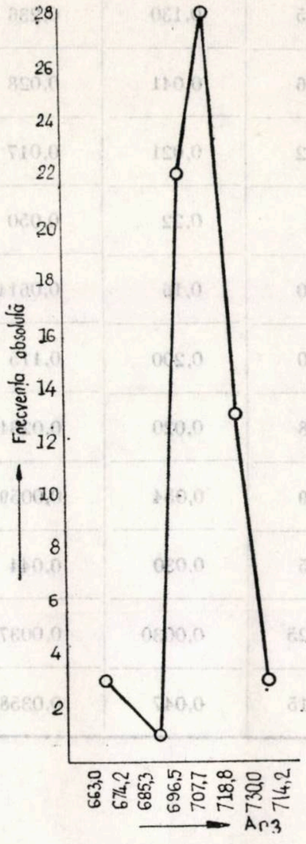


Fig. 16.

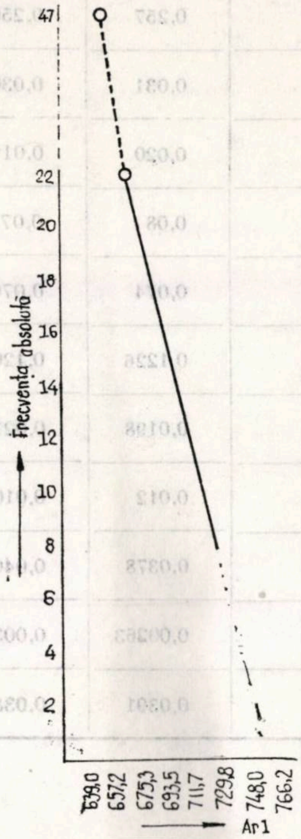


Fig. 17.

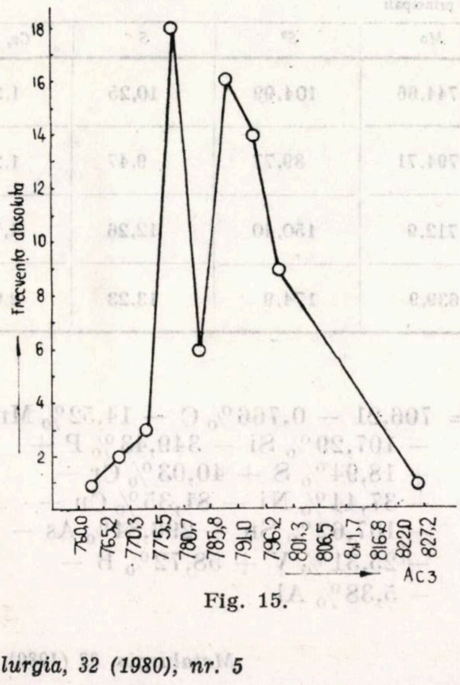


Fig. 15.

Executînd corelări între valorile punctelor de transformare în stare solidă și conținutul de elemente din oțel, au rezultat ecuațiile de corelație multiplă exprimate prin relațiile (1), (2), (3) și (4).

$$\begin{aligned}A_{c_1} = {} & 736{,}32 - 2{,}56\%\,C - 15{,}23\%\,Mn + \\ & + 25{,}35\%\,Si + 46{,}74\%\,P + \\ & + 112{,}42\%\,S - 55{,}73\%\,Cr + \\ & + 64{,}64\%\,Ni - 59{,}80\%\,Cu + \\ & + 28{,}07\%\,Sn + 95{,}37\%\,As - \\ & - 0{,}475\%\,V + 1\,531\%\,B + \\ & + 22{,}67\%\,Al \end{aligned} \tag{1}$$

$$\begin{aligned}A_{c_3} = {} & 804{,}84 + 0{,}68\%\,C - 6{,}94\%\,Mn + \\ & + 35{,}28\%\,Si - 236{,}61\%\,P + \\ & + 308{,}59\%\,S - 51{,}16\%\,Cr + \\ & + 19{,}79\%\,Bi - 67{,}69\%\,Cu + \\ & + 86{,}91\%\,Sn - 193{,}84\%\,As - \\ & - 3{,}76\%\,V - 4\,838{,}38\%\,B + \\ & + 5{,}53\%\,Al \end{aligned} \tag{2}$$

Tabelul 1

Elementul chimic	Parametrii statistici principali							
	$\overline{X}$	M	X_c	R	Mo	S^2	S	C_v, %
C	0,451	0,460	0,425	0,150	0,478	0,001163	0,0341	7,56
Mn	0,734	0,740	0,680	0,520	0,752	0,01237	0,1112	15,15
Si	0,257	0,250	0,265	0,130	0,236	0,000684	0,0262	10,17
S	0,031	0,030	0,036	0,041	0,028	0,000093	0,00965	31,25
P	0,020	0,019	0,022	0,021	0,017	0,0000216	0,00465	23,28
Cr	0,08	0,07	0,13	0,22	0,050	0,0017	0,041	51,67
Ni	0,074	0,070	0,120	0,16	0,0614	0,00082	0,0286	38,52
Cu	0,1226	0,120	0,160	0,200	0,115	0,00122	0,0349	28,55
As	0,0198	0,021	0,018	0,020	0,0234	0,000030	0,0055	27,75
Sn	0,012	0,010	0,029	0,054	0,0059	0,000075	0,0087	71,81
V	0,0378	0,040	0,035	0,030	0,044	0,000055	0,0074	19,55
B	0,00263	0,003	0,0025	0,0030	0,0037	0,00000038	0,00076	28,9
Al	0,0391	0,0380	0,0415	0,047	0,0358	0,000122	0,0110	28,28

Tabelul 2

Punctul critic	Parametrii statistici principali							
	$\overline{X}$	M	X_c	R	Mo	S^2	S	C_v, %
A_{c1}	737,67	740,00	728,00	46,00	744,66	104,99	10,25	1,39
A_{c3}	787,64	790,00	791,00	62,00	794,71	89,77	9,47	1,20
A_{r3}	708,40	710,00	696,50	67,00	712,9	150,40	12,26	1,73
A_{r1}	655,00	650,00	693,50	109,00	639,9	174,9	13,23	2,02

$$\begin{aligned} A_{r_3} = {} & 732{,}37 + 1{,}81\%\,\mathrm{C} - 18{,}09\%\,\mathrm{Mn} + \\ & + 3{,}70\%\,\mathrm{Si} + 468{,}43\%\,\mathrm{P} - \\ & - 785{,}56\%\,\mathrm{S} + 27{,}03\%\,\mathrm{Cr} + \\ & + 0{,}13\%\,\mathrm{Ni} + 1{,}30\%\,\mathrm{Cu} - \\ & - 197{,}31\%\,\mathrm{Sn} - 279{,}78\%\,\mathrm{As} - \\ & - 38{,}68\%\,\mathrm{V} + 3\,795{,}5\%\,\mathrm{B} - \\ & - 5{,}64\%\,\mathrm{Al} \end{aligned} \tag{3}$$

$$\begin{aligned} A_{r_1} = {} & 706{,}21 - 0{,}766\%\,\mathrm{C} - 14{,}52\%\,\mathrm{Mn} - \\ & - 107{,}29\%\,\mathrm{Si} - 349{,}43\%\,\mathrm{P} + \\ & + 18{,}94\%\,\mathrm{S} + 40{,}03\%\,\mathrm{Cr} - \\ & - 37{,}44\%\,\mathrm{Ni} - 81{,}35\%\,\mathrm{Cu} - \\ & - 107{,}62\%\,\mathrm{Sn} + 296{,}84\%\,\mathrm{As} - \\ & - 25{,}31\%\,\mathrm{V} + 58{,}72\%\,\mathrm{B} - \\ & - 5{,}38\%\,\mathrm{Al} \end{aligned} \tag{4}$$

Din punct de vedere al posibilităţilor de cuprindere cît mai bună a domeniului de variaţie al punctelor critice de transformare în stare solidă pentru marca OLC45AT, dispersia mare a elementelor carbon, vanadiu, sulf, aluminiu şi a celorlalte, pentru şarjele cercetate, reprezintă un avantaj şi o certitudine că aceste domenii de variaţie nu pot fi mai mari, putîndu-se stabili cu multă siguranţă regimurile de tratament termic.

A_{c_1} variază între 708 şi 754°C; A_{c_3}, între 765 şi 823°C; A_{r_3}, între 670 şi 735°C, iar A_{r_1}, între 657 şi 725°C. Din datele obţinute rezultă că la răcire punctele critice variază într-un domeniu mai mare (68°C la A_{r_1} şi 65°C la A_{r_3}) decît la încălzire (48°C la A_{c_1} şi 58°C la A_{c_3}). Pentru A_{c_3}, majoritatea determinărilor, respectiv 69 din 70, se situează în domeniul 765...801°C şi numai o valoare este de 825°C, aceasta corespunzînd cazului cu 0,355% C din figura 1, deci domeniul posibil de variaţie este 765...801°C.

Pentru A_{r_1}, de asemenea 69 determinări sînt încadrate între 657 şi 675°C şi numai o singură determinare la 755°C, aceasta corespunzînd şarjei cu 0,355% C şi punctul A_{c_3} de 825°C.

Din ecuaţiile de corelaţie stabilite rezultă clar că manganul coboară punctele A_{c_3} şi A_{r_3}, lărgind domeniul austenitic, cromul coboară punctele A_{c_1} şi A_{c_3}, ridicînd punctele A_{r_1} şi A_{r_3}, iar siliciul ridică punctele A_{c_1} şi A_{c_3}.

Potrivit valorilor determinate pentru A_{c_3}, rezultă că domeniul de încălzire în vederea călirii oţelului de marcă OLC45AT este de 830...850°C, aplicîndu-se relaţia clasică de calcul (5):

$$T_c = A_{c_3} + (30\ldots50)°\mathrm{C} \qquad (5)$$

Cunoscîndu-se compoziţia chimică a unei şarje din marca OLC45AT, cu ajutorul ecuaţiei de corelaţie multiplă stabilită, se poate determina punctul critic de transformare în stare solidă (A_{c_3}) şi în acest fel poate fi stabilită exact temperatura de încălzire în vederea călirii.

Pentru tratamentul termic al pieselor de maşini, este mai indicat ca la fiecare şarjă în parte, înainte de efectuarea tratamentului de călire, să se determine A_{c_3}, în scopul aplicării unui regim de încălzire corect, care să conducă la caracteristici mecanice cu un grad mai mare de omogenitate de la un lot la altul, măsură tehnică ce conduce la îmbunătăţirea fiabilităţii maşinilor şi utilajelor.

Bibliografie

[1] Treppschuh, H., Randak, A., Demelski, N.H. şi Kurzeja, J. *Influence du bore sur les caractéristiques des aciers de construction et des aciers à outils.* În : C.I.T., nr. 2, 1968, p. 371–402.

[2] Prohonov, P.A. *Vlianie bora na strukturu i svoistva visokoleghirovannoi stali.* În : Stal, nr. 7, 1968, p. 641–644.

[3] Truşculescu, M. *Studiul metalelor.* 1977, p. 67–69.

[4] Bain, E.C. şi Paxton, H.W. *Les éléments d'addition dans l'acier.* p. 61–62, 67, 117–130, 141–156.

* * *

Cercetări experimentale asupra corelației dintre modificările structurale și caracteristicile mecanice la oțelul slab aliat termorezistent 12H1MF

Ing. Tr. Fleșer și ing. R. Pascu
ISIM — Timișoara

CZ : 669.14.018.45 : 620.192.4 : 539.4/.5

Oțelurile slab aliate termorezistente au o largă utilizare la realizarea elementelor de mare răspundere din centralele termoelectrice (rotoare pentru turbine, conducte pentru transportul aburului etc.). Aceste furnituri sînt supuse, în timpul exploatării, unor solicitări mecanice și termice deosebit de ridicate pe durate care depășesc 100 000 h.

Dată fiind utilizarea acestor oțeluri la produse de mare răspundere, ele trebuie să asigure caracteristici de rezistență, tenacitate, ductilitate și caracteristici structurale stabile pe întreaga perioadă de utilizare a construcției metalice.

Condiția esențială pentru ca aceste oțeluri să asigure caracteristicile anterior menționate este optimizarea relației dintre microstructură, deformarea microscopică și comportarea macroscopică [1]. Influența structurii inițiale asupra fiabilității conductelor de abur pe durata exploatării nu este pe deplin clarificată.

Starea inițială a oțelurilor termorezistente slab aliate în momentul introducerii în construcția metalică nu corespunde cu starea structurală de echilibru. Natura constituenților structurali și a fazelor disperse este factorul cel mai important care influențează comportarea de lungă durată. Măsura în care starea inițială se deosebește de cea de echilibru depinde de tratamentul termic aplicat. Pentru comportarea în condiții reale de solicitare a acestor oțeluri, de o mare importanță sînt modificările structurale care au loc înainte de stabilirea stării de echilibru [2].

Modificările structurale care au loc în timpul exploatării în oțelurile slab aliate de tipul 1CrMoV se reflectă mai ales prin scăderea capacității de rezistență în condițiile utilizării la temperaturi ridicate și sarcinii de lungă durată.

Autorii și-au propus stabilirea unor corelații între caracteristicile mecanice și cele structurale la oțelul termorezistent 12H1MF. Stabilirea unor asemenea corelații poate fi de o reală utilitate în aprecierea indicilor de fiabilitate din exploatare.

Pe plan mondial s-a încercat stabilirea unor asemenea corelații, fără însă a reflecta cu suficientă certitudine modificarea caracteristicilor investigate [3].

Programul experimental. Pentru investigațiile experimentale a fost utilizat oțelul slab aliat termorezistent 12H1MF (GOST 10801—64) echivalent oțelului 12 CMoV3 (STAS 8184—68). Dintr-o conductă cu diametrul de 325 mm și grosimea peretelui de 40 mm au fost prelevate epruvete tangențiale.

Pentru a dispune de probe din material solicitat termic și mecanic, condițiile reale din exploatare au fost simulate în laborator, prin menținere la temperatura de 700°C sub sarcina de 45 MPa. Duratele de menținere în condițiile simulate au fost astfel calculate pentru a corespunde solicitării reale a conductelor pînă la 20 de ani de exploatare.

Compoziția chimică a oțelului în stare de livrare este prezentată în tabelul 1.

Din probele supuse solicitării mecanice și termice anterioare au fost prelucrate epruvete. Epruvetele pentru încercarea la tracțiune au avut diametrul de 10 mm, cu lungimea porțiunii calibrate de 50 mm, iar cele pentru încercarea la încovoiere prin șoc au avut dimensiuni de 10 × 10 × 55 mm, cu crestătura în „U" de 2 mm adîncime. La încercarea la fluaj s-au utilizat epruvete cu diametrul de 5 mm și lungimea calibrată de 33 mm. Determinările de duritate cu sarcina de 50 N s-au executat pe aceleași probe supuse analizelor structurale prin microscopia optică.

Încercările mecanice de tracțiune și încovoiere prin șoc s-au efectuat la temperaturile de 20 și 565°C, iar încercarea la fluaj s-a

Tabelul 1

Compoziția chimică a oțelului 12H1MF, %

C	Mn	Si	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	V	As	Al
0,11	0,44	0,20	0,017	0,023	0,16	0,10	0,94	0,27	0,24	0,010	0,020

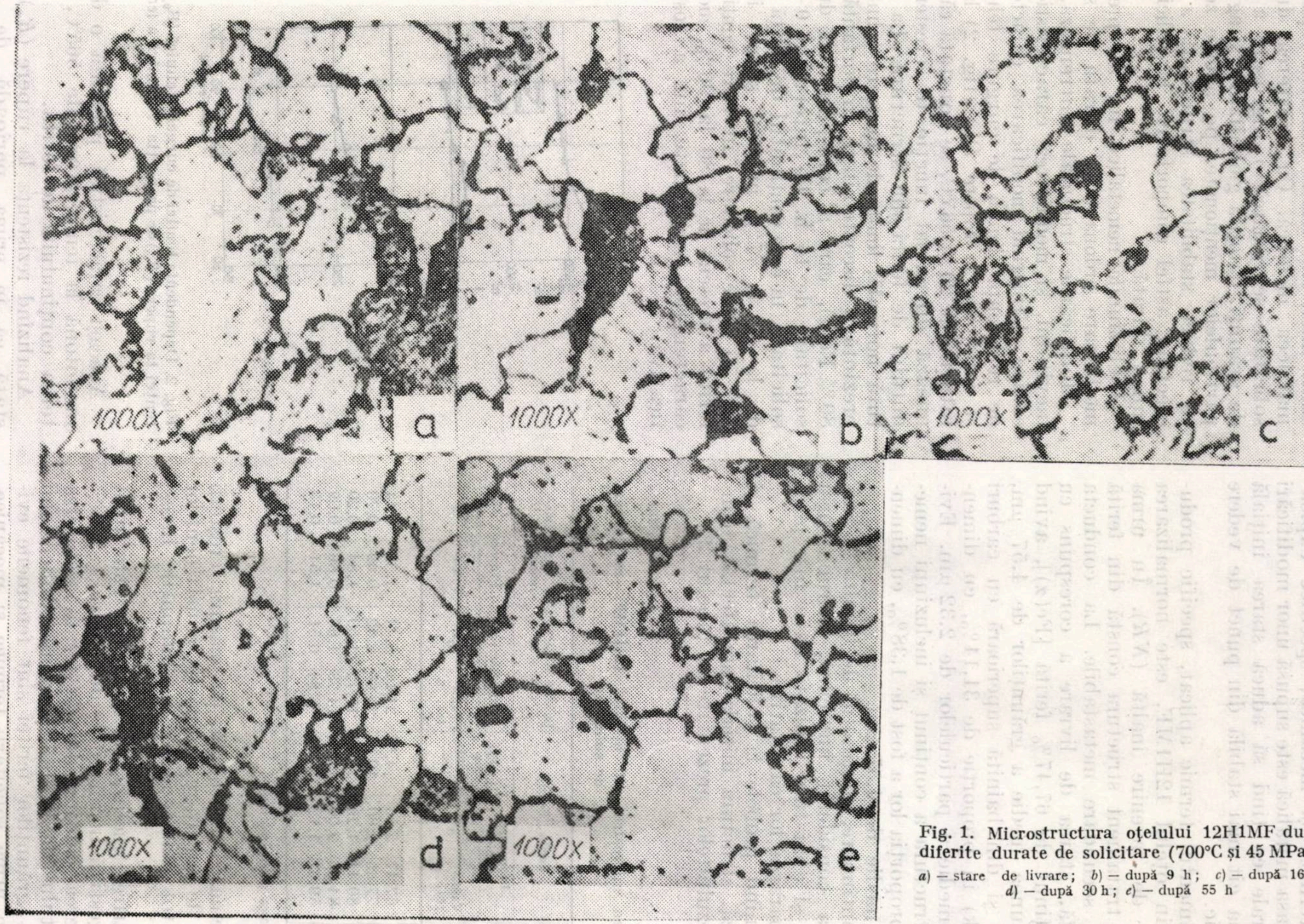

1000X
a
1000X
b
1000X
c
1000X
d
1000X
e

Fig. 1. Microstructura oţelului 12H1MF după diferite durate de solicitare (700°C şi 45 MPa) :

a) — stare de livrare ; *b*) — după 9 h ; *c*) — după 16 h ; *d*) — după 30 h ; *e*) — după 55 h efectuat la temperatura de 565°C cu sarcina de 150 MPa.

Prezentarea și analiza rezultatelor. Pornind în starea inițială de la o structură în afară de echilibru, la menținerea în condițiile de solicitare termică și mecanică, specifice exploatării, masa metalică este supusă unor modificări structurale ce tind să aducă starea inițială spre una cît mai stabilă din punct de vedere energetic.

Tratamentul termic aplicat, specific produselor din oțelul 12H1MF, este normalizarea urmată de revenire înaltă (*NR*). În urma acestui tratament structura constă din ferită și faze secundare metastabile. La conducta analizată, starea de livrare a corespuns cu un conținut de 67,47% ferită [Fe(α)], avînd dimensiunea medie a grăunților de 4,57 μm, precum și din bainită superioară cu carburi (Ba + k) în proporție de 31,14%, cu dimensiunea medie a particulelor de 2,32 μm. Evident, structura a conținut și incluziuni nemetalice, proporția lor a fost de 1,38%, cu dimensiunea medie de 4,57 μm.

În continuare, conținutul de bainită și carburi s-a considerat împreună, întrucît prin metoda și aparatura utilizată nu a fost posibilă separarea lor cantitativă.

Supunînd probele la solicitarea termică și mecanică, structura inițială este afectată conform rezultatelor prezentate în tabelul 2.

Tabelul 2

Modificarea microstructurii oțelului 12H1MF cu durata de solicitare

Durata solicitării, h	Ferită [Fe(α)]			Bainită și carburi (Ba + k)		Incluziuni nemetalice (I)	
	Proporția volumică		Dimens. medie a grăunț., μm	Proporția vol.		Proporția vol.	
	Valoarea, %	σ*		Valoarea, %	σ*	Valoarea, %	σ*
0	67,47	5,56	4,57	31,14	5,44	1,39	0,14
9	77,65	2,60	10,65	21,66	2,42	0,69	0,70
16	80,44	1,25	11,19	17,72	1,50	1,84	0,20
30	84,36	2,00	11,74	14,78	1,66	0,86	0,09
55	89,61	1,12	23,45	8,88	0,51	1,51	0,15

σ* – abaterea medic pătratică

Se remarcă faptul că, pe măsura creșterii duratei de solicitare, proporția constituenților devine tot mai omogenă pe cîmpurile investigate.

Urmărirea modificării structurii este mult mai sugestivă în imaginile din figura 1.

Creșterea conținutului de ferită, reducerea conținutului de bainită, creșterea dimensiunii medii a grăunților feritei sînt fenomene evidente în urma solicitării termice și mecanice, iar prin rezultatele prezentate în tabelul 2 se exprimă o măsură cantitativă a transformărilor.

Ceea ce trebuie de remarcat din figura 1 este modificarea aspectului limitelor de grăunți. În stare de livrare, aceste limite sînt relativ subțiri (sub 2 μm), puțin ocupate cu particule de faze secundare. Aceste particule, de dimensiuni mici, sînt relativ uniform repartizate în matricea metalică. Cu creșterea duratei de solicitare se remarcă o îngroșare a limitelor de grăunți, datorită globulizării și aglomerării particulelor menționate, pe aceste zone, ceea ce reduce stabilitatea structurală a oțelului, afectînd astfel comportarea la solicitările de lungă durată.

Incluziunile nemetalice nu au prezentat o modificare ordonată cu durata de solicitare.

Modificările structurale antrenează, în mod inevitabil, și modificarea caracteristicilor mecanice. Urmărind modificarea caracteristicilor de rezistență (limita de curgere tehnică $R_{0,2}$ și rezistența la rupere R_m) (fig. 2) la temperaturile de 20 și 565°C, se constată că se diminuează diferențiat funcție de creșterea conținutului de ferită din structură. La temperatură normală, limita de curgere tehnică ($R_{0,2}$) prezintă o discontinuitate importantă la circa 80% Fe(α), care a corespuns cu durata de solicitare de 16 h. Pe intervalul 0–9 h de solicitare, în care conținutul de ferită a crescut de la 67 la 77%, precum și pe intervalul 16–55 h de solicitare, în care conținutul de ferită a crescut de la 80 la 90%, modificarea caracteristicii menționate nu a fost semnificativă.

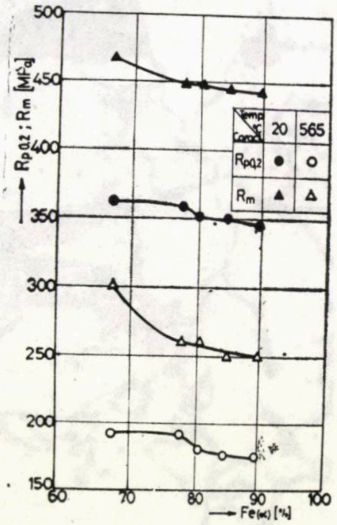


Fig. 2. Dependența limitei de curgere tehnică ($R_{0,2}$) și a rezistenței la rupere (R_m) de proporția volumică a feritei [Fe(α)]

Aceeași caracteristică prezintă o diminuare monotonă la temperatura de 565°C, cu creșterea conținutului de ferită.

Analizînd rezistența la rupere (R_m), se constată că în prima perioadă de solicitare (0–9 h) reducerea este mult mai pronunțată decît în intervalul 9–55 h. O sensibilitate mai ridicată faţă de creşterea conţinutului de ferită se constată la probele încercate la temperatura normală. Totuşi, pe întregul interval analizat, reducerea acestei caracteristici a fost de 50 MPa.

O comportare similară se constată în modificarea limitei de curgere şi a rezistenţei la rupere, funcţie de creşterea dimensiunii medii a grăunţilor de ferită (fig. 3). La ambele caracteristici şi la ambele temperaturi investigate se constată că în intervalul 30 — 55 h de solicitare apare o modificare nesemnificativă, cu toate că dimensiunea medie a grăunţilor feritei creşte de la 11,74 la 23,45 μm. Se observă o discontinuitate importantă a limitei de curgere pe intervalul 9 — 30 h de solicitare, fenomen datorat existenţei unei perioade de incubaţie la fenomenul de creştere a grăunţilor de ferită.

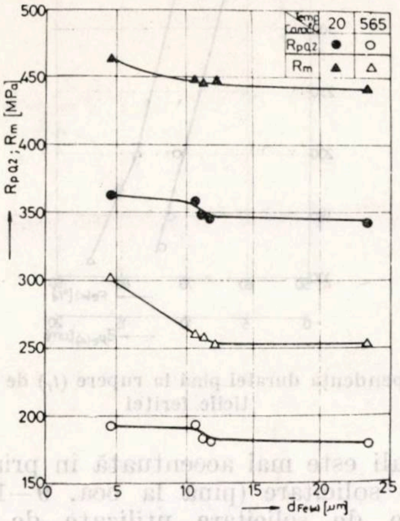


Fig. 3. Dependenţa limitei de curgere tehnică ($R_{0,2}$) şi a rezistenţei la rupere de dimensiunea medie a grăunţilor feritei [Fe (α)]

Analizînd caracteristicile de rezistenţă în funcţie de conţinutul de bainită cu carburi, se constată dependenţe diferite (fig. 4). Perioada de incubaţie evidenţiată anterior apare şi aici la limita de curgere corespunzător modificării conţinutului de bainită între 15 şi 22%. Rezistenţa la rupere la temperatură normală este mai sensibilă decît aceeaşi caracteristică la temperatură ridicată, în raport cu modificarea conţinutului de bainită. Creşterea este de 50 MPa în primul caz, faţă de circa 20 MPa în al doilea.

Paralel cu urmărirea caracteristicilor de rezistenţă au fost analizate şi cele de ductilitate, specifice încercării la tracţiune. Rezultatele obţinute nu au evidenţiat modificări semnificative cu durata de solicitare.

Caracteristicile de tenacitate sînt de asemenea dependente de modificările structurale. Cu creşterea conţinutului de ferită din structură, rezilienţa (KCU_2) scade, în timp ce odată cu creşterea conţinutului de bainită cu carburi creşte şi rezilienţa (fig. 5). Astfel, o creştere a conţinutului de ferită cu 33% a determinat o reducere a rezilienţei cu 22%, în timp ce prin creşterea conţinutului de bainită cu carburi cu 72% rezilienţa a crescut cu 22%.

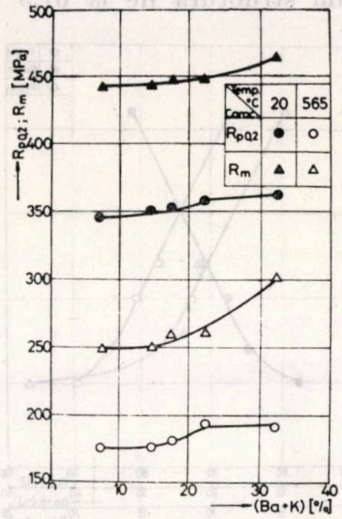


Fig. 4. Dependenţa limitei de curgere tehnică ($R_{0,2}$) şi a rezistenţei la rupere (R_m) de proporţia volumică a bainitei cu carburi (Ba + k)

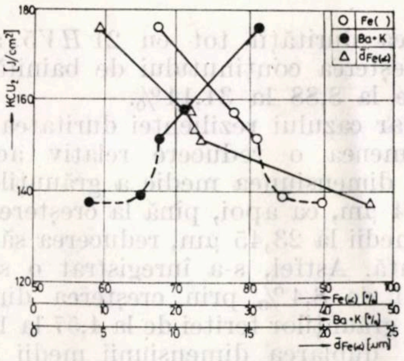


Fig. 5. Dependenţa rezilienţei (KCU_2) de caracteristicile structurale

Cu toate că ferita este un constituent cu evidente proprietăţi de tenacitate, pentru înţelegerea comportării anterior menţionate trebuie considerată structura oţelului ca formată din constituenţi structurali, iar proprietăţile, ca o contribuţie a acestora proporţională cu participarea lor în masa metalică.

Urmărind dependenţa rezilienţei (KCU_2) de creşterea dimensiunii medii a grăunţilor feritei se evidenţiază o discontinuitate pe curba de variaţie. Din dispunerea punctelor reprezentînd rezultatele individuale, reducerea cea mai importantă apare pe măsura apropierii de durata de 30 h de solicitare, durată care corespunde utilizării în condiţii normale la temperatura 565°C, timp de 100 000 h.

Depăşind această durată, se constată o reducere mai lentă a rezilienţei faţă de creşterea dimensiunii medii a grăunţilor feritei.

O altă caracteristică investigată a fost duritatea (*HV*5). O reducere a ei cu creşterea conţinutului de ferită şi o creştere cu mărirea conţinutului de bainită cu carburi se evidenţiază în figura 6. O scădere a durităţii cu 13,5 % a corespuns la o creştere a conţinutului de ferită din structură de la 67,5 la 89,6 %.

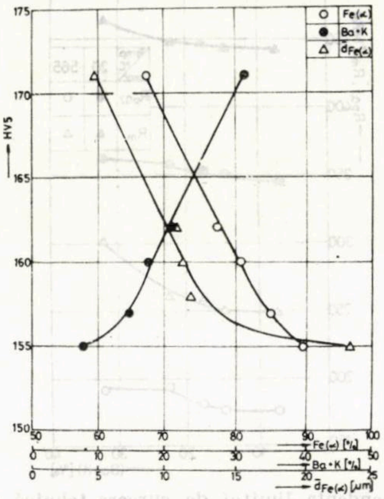


Fig. 6. Dependenţa durităţii (*HV*5) de caracteristicile structurale

Creşterea durităţii tot cu 21 *HV*5 a apărut prin creşterea conţinutului de bainită cu carburi de la 8,88 la 31,14 %.

Similar cazului rezilienţei duritatea prezintă de asemenea o reducere relativ accentuată pînă la dimensiunea medie a grăunţilor feritei de 11,74 μm, ca apoi, pînă la creşterea dimensiunii medii la 23,45 μm, reducerea să fie mult mai lentă. Astfel, s-a înregistrat o scădere a durităţii de 8,4 % prin creşterea dimensiunii medii a grăunţilor feritei de la 4,57 la 11,74 μm, ca apoi dublarea dimensiunii medii a grăunţilor feritei să determine o reducere nesemnificativă a durităţii (2 %).

Caracteristicile mecanice de lungă durată sînt de o importanţă deosebită pentru utilizarea oţelurilor slab aliate termorezistente. Din rezultatele obţinute se poate menţiona că durata pînă la rupere este o caracteristică deosebit de sensibilă la modificarea conţinutului de ferită din structură şi a dimensiunii medii a grăunţilor acesteia (fig. 7).

Concluzii

— Menţinerea oţelului slab aliat termorezistent 12 H1MF în condiţii de solicitare termică şi mecanică determină apariţia unor transformări structurale, care tind să aducă starea iniţială cît mai aproape de starea de echilibru, antrenînd şi modificarea caracteristicilor mecanice.

— Amploarea modificărilor structurale depinde de durata solicitării. Se remarcă faptul că viteza de transformare a constituenţilor structurali este mai accentuată în prima perioadă de solicitare (pînă la cca. 9–16 h, în condiţiile de solicitare utilizate de autori).

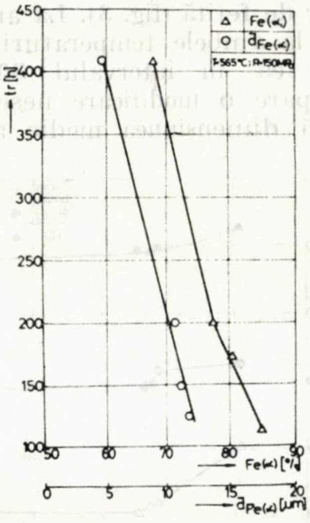


Fig. 7. Dependenţa duratei pînă la rupere (t_r) de caracteristicile feritei

— Limita de curgere tehnică, dependentă de caracteristicile structurale investigate, prezintă o discontinuitate pronunţată pe măsura apropierii de durata de solicitare de 30 h. De menţionat că această durată corespunde cu utilizarea în condiţii normale (565°C şi 140 atm) timp de 100 000 h, durată luată în considerare în calculele de proiectare ale instalaţiilor termoenergetice.

— Rezistenţa la rupere prezintă o comportare diferită pînă la 30 h de solicitare, faţă de duratele mai mari.

— Durata de solicitare termică şi mecanică nu a afectat caracteristicile de deformabilitate ale încercării de tracţiune.

— Durata pînă la rupere în condiţii de fluaj s-a dovedit a fi o mărime sensibilă la modificarea caracteristicilor structurale.

Bibliografie

[1] Hornbogen, E.A. În: Archiv für Eisenhüttenwesen, 44, nr. 1, 1973, p. 61.

[2] Woodhead, J.H. şi Quarrell, A.G. În: Journal of the Iron and Steel Institute, 207, 1969, p. 621.

[3] Krutasova, E.I. În: Teploenerghetika, nr. 11, 1978, p. 68.

* * *

Ing. Ecaterina Szöcs și ing. Șt. Szöcs
Întreprinderea de fier Vlăhița

Unele considerații privind formarea și turnarea în amestec crud a carcaselor de motoare electrice (III)

CZ : 621.74 : 621.81

Influența adaosului de sodă și a pH-ului bentonitei. Necesitatea tratării cu sodă a bentonitelor calcice sau calcosodice, pentru îmbunătățirea proprietăților de formare ale amestecului obținut, este bine cunoscută de specialiști. La stabilirea parametrilor tehnologici ai amestecului de formare pe bază de bentonită s-au întîmpinat unele dificultăți, cunoașterea cărora se consideră utilă pentru toate turnătoriile care lucrează cu amestec de formare la crud.

Lucrînd cu bentonită calcică Satu Mare și cu bentonită calcosodică Gura-Sada, tratate cu sodă în jurul *p*H-ului 10 al amestecului de formare obținut cu aceste bentonite, s-au observat oscilații mari ale rezistenței la compresiune a amestecului, ceea ce a dus la mari greutăți în procesul de formare-turnare. Oscilațiile au fost mai pronunțate la utilizarea bentonitei Gura-Sada. Așa cum se observă din figura 1, cu ridicarea adaosului de sodă, respectiv a *p*H-ului, rezistența la compresiune a amestecului de formare obținut prin 5% reîmprospătare a amestecului recirculat crește proporțional cu creșterea *p*H-ului pînă la *p*H = 9,5. Ridicarea în continuare a *p*H-ului amestecului de formare în unele cazuri a dus la diminuarea rezistenței la compresiune a amestecului conținînd 10,2% bentonită.

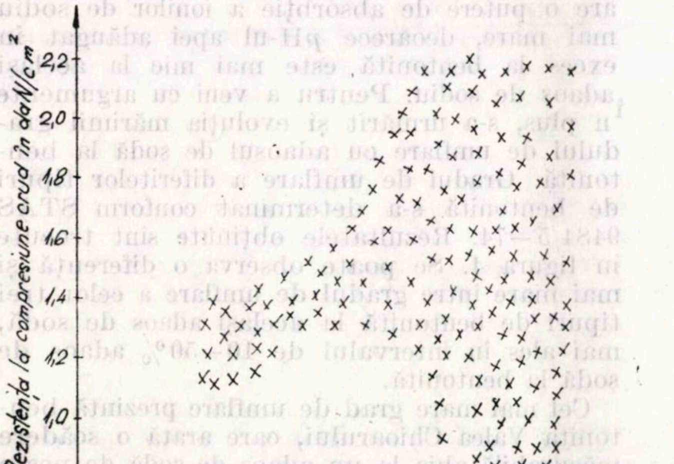


Fig. 1. Relația dintre *p*H-ul și rezistența la compresiune la crud a amestecului de formare din producție cu 11% bentonită

Aceasta nu corespundea cu constatările din literatură [6], după care la utilizarea bentonitelor calcice activate cu sodă valoarea maximă a rezistenței la compresiune se obține la un adaos de circa 3% sodă [1]—[3], peste care rezistența scade proporțional cu adaosul de sodă, iar *pH*-ul optim pentru bentonite activate este de 9,7—10,5.

Rezultatele încercărilor de laborator la un amestec nou conținînd 5% bentonită calcică cu un adaos de 1 pînă la 8% sodă la bentonită sînt menționate în figura 2, comparativ cu rezultatele obținute de Fahn [1] și Hofmann [2]. Curba *2* din figura 2 arată o tendință de creștere a rezistenței la compresiune a amestecului în intervalul studiat, spre deosebire de rezultatele lui Fahn și Hofmann conform curbei *1*, cînd la un adaos de peste 3% sodă rezistența la compresiune scade.

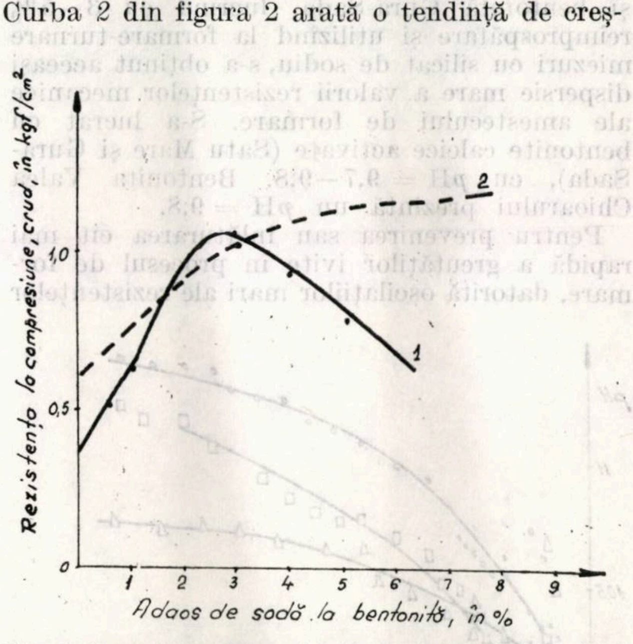


Fig. 2. Dependența între adaosul de sodă la bentonită și rezistența la compresiune la crud a amestecului nou cu 5% bentonită :

1 — după Fahn [1] și Hofmann [2]; *2* — rezultate I. F. Vlăhița

Dispersia mare a valorii rezistenței la compresiune a amestecului crud se situează la un adaos de peste 3%; rezultatele obținute conform figurii 2 nu au fost satisfăcătoare. Pentru a determina cauza dispersiei mari a valorii rezistenței la compresiune la crud, cînd se lucrează cu un adaos de sodă mai mare de

3% la bentonită, s-a urmărit influența calității sodei asupra caracteristicilor amestecului obținut. Rezultatele indicate în figura 2 s-au obținut cu un carbonat de sodiu tehnic de puritate 99%, conținînd 0,7% NaOH. Experiența a doi ani de producție a arătat că puritatea sodei tehnice, respectiv conținutul în NaOH variază de la 0,3 la 8%.

Creșterea conținutului în NaOH al sodei favorizează supraactivarea bentonitei, deci favorizează și scăderea rezistențelor mecanice ale amestecului.

Astfel adaosul optim de sodă depinde și de conținutul în NaOH, respectiv scade cu creșterea conținutului în NaOH. Astfel la utilizarea sodei cu un conținut de 7% NaOH adaosul de sodă optim la bentonita Gura-Sada scade la 2,0%, fără ca *p*H-ul amestecului să arate o schimbare măsurabilă.

La utilizarea în amestecul de formare în producție a trei tipuri de bentonită: bentonită Valea Chioarului, bentonită Satu Mare și bentonită Gura-Sada, lucrînd cu 3–5% reîmprospătare și utilizînd la formare-turnare miezuri cu silicat de sodiu, s-a obținut aceeași dispersie mare a valorii rezistențelor mecanice ale amestecului de formare. S-a lucrat cu bentonite calcice activate (Satu Mare și Gura-Sada), cu $pH = 9{,}7-9{,}8$. Bentonita Valea Chioarului prezintă un $pH = 9{,}8$.

Pentru prevenirea sau înlăturarea cît mai rapidă a greutăților ivite în procesul de formare, datorită oscilațiilor mari ale rezistențelor mecanice ale amestecului de formare cînd se lucrează cu miezuri cu silicat de sodiu, s-a întreprins un studiu sistematic atît în laborator cu amestec nou, cît și în producție cu amestec de formare reîmprospătat.

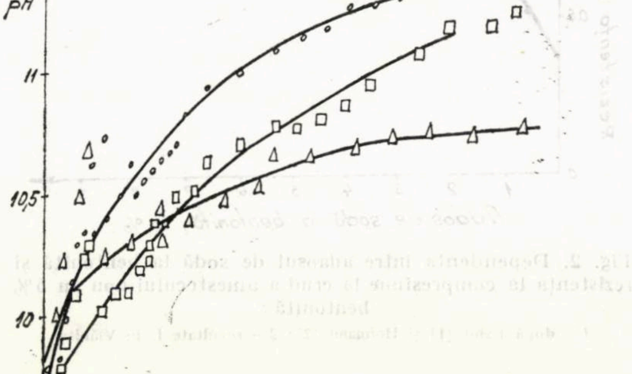


Fig. 3. Dependența între *p*H-ul bentonitei și adaosul de sodă la bentonită:

□ – bentonită Satu Mare; 0 – bentonită Gura-Sada; Δ – bentonită Valea Chioarului

S-a urmărit pentru început cum evoluează *p*H-ul la diferite sorturi de bentonită cu adaosul de sodă.

Pentru măsurarea *p*H-ului s-au cîntărit 5 g bentonită, 50 ml apă, care, după o ședere de 24 h și filtrare, s-a măsurat cu *p*Hmetru. Rezultatele obținute cu bentonitele Valea Chioarului, Satu Mare și Sura-Sada sînt trecute în figura 3. S-a lucrat într-un domeniu mai vast de concentrații în sodă, de la 0 pînă la 50% adaos de sodă, folosind o sodă tehnică de puritate 99,5%. Acest lucru a fost necesar, deoarece rezultatele obținute pînă la un adaos de 6% sodă la bentonită nu au arătat diferențe sensibile între cele trei sorturi de bentonită, și s-a obținut o dispersie destul de mare a valorilor. Ridicarea în continuare a adaosului de sodă la bentonite a dus la departajarea curbelor *p*H – % sodă la bentonită, la cele trei tipuri de bentonită. La același adaos de sodă *p*H-ul bentonitelor diferă de la un tip la altul: *p*H cel mai mare se obține la bentonita Gura-Sada, cel mai mic, la bentonita Valea Chioarului, iar bentonita Satu Mare se situează la mijloc între celelalte două. Aceste rezultate sugerează ideea că la un anumit adaos de sodă *p*H-ul unui tip de bentonită depinde de capacitatea de schimb ionic al acesteia. Se poate presupune că, dintre bentonitele studiate, bentonita Valea Chioarului are o putere de absorbție a ionilor de sodiu mai mare, deoarece *p*H-ul apei adăugat în exces la bentonită este mai mic la același adaos de sodiu. Pentru a veni cu argumente în plus, s-a urmărit și evoluția mărimii gradului de umflare cu adaosul de sodă la bentonită. Gradul de umflare a diferitelor tipuri de bentonită s-a determinat conform STAS 9484/5–74. Rezultatele obținute sînt trecute în figura 4. Se poate observa o diferență și mai mare între gradul de umflare a celor trei tipuri de bentonită la același adaos de sodă, mai ales în intervalul de 10–50% adaos de sodă la bentonită.

Cel mai mare grad de umflare prezintă bentonita Valea Chioarului, care arată o scădere măsurabilă abia la un adaos de sodă de peste 40%. La bentonita Gura-Sada gradul de umflare scade sensibil după un adaos de 6% sodă, astfel că la un adaos de 10% sodă să scadă la jumătate din valoarea maximă.

Bentonita Satu Mare se situează în privința mărimii gradului de umflare între aceste două tipuri de bentonită, dar prezintă valori mai apropiate de gradul de umflare al bentonitei Valea Chioarului. La bentonita Satu Mare, o scădere mai sensibilă a gradului de umflare se obține la un adaos de sodă de peste 30%. Valoarea maximă a gradului de umflare la bentonita Gura-Sada se obține la un adaos de sodă de 5%, iar la bentonitele Satu Mare și Valea Chioarului, la un adaos de 9–10%.

Influența adaosului de sodă asupra amestecului. S-au făcut încercări de laborator privind influența adaosului de sodă la bentonită asupra caracteristicilor amestecului nou, cu un conținut de 10% bentonită. S-a avut în vedere ideea că adaosul de sodă acționează nu numai asupra bentonitei, dar influențează și suprafața de contact dintre bentonită și nisip. În acest scop s-a preparat amestec nou cu 10% bentonită Valea Chioarului, la care s-a adăugat Na_2CO_3 tehnic de 99,5%, de la 0 la 60% adaos la bentonită. S-a reglat umiditatea amestecului, astfel ca gradul de îndesare (C_{45}) să aibă valoarea de 42±2% și astfel s-au măsurat caracteristicile amestecului obținut după 2 h de la preparare. Rezultatele sînt trecute în figura 5. După cum se observă, parametrii de rezistență ai amestecului nu se modifică sensibil pînă la un adaos de 50% sodă la bentonită. Comparînd rezultatele trecute în figurile 4 și 5 se poate trage concluzia că nisipul preia o parte din sodă pentru acționarea suprafeței granulei și astfel mărește limita de sensibilitate la sodă a amestecului față de bentonita pură. Este de remarcat, ca dealtfel la toate probele analizate în prezenta lucrare, că rezistența la tracțiune în zona umedă la cald se menține constantă și la adaosuri mari de sodă, cînd celelalte rezistențe mecanice ale amestecului au scăzut la valori inferioare celor maxime. Rezistența la compresiune la crud, rezistența la forfecare la crud și rezistența la despicare ale amestecului prezintă tendințe de scădere similare după un adaos de 50% sodă la bentonită. pH-ul amestecului nou prezintă o creștere de o unitate pînă la 20% adaos sodă, respectiv de la 9,5 la 10,4, apoi creșterea este mai lentă.

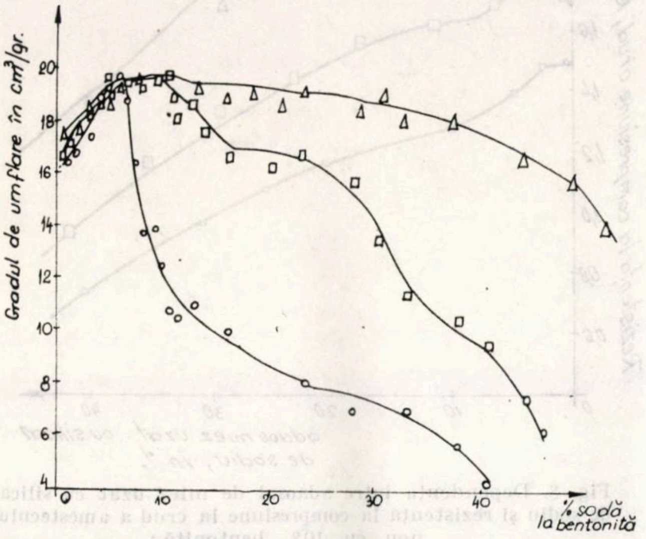


Fig. 4. Dependența între gradul de umflare a bentonitei și adaosul de sodă la bentonită :

□ — bentonită Satu Mare ; 0 — bentonită Gura-Sada ; Δ — bentonită Valea Chioarului

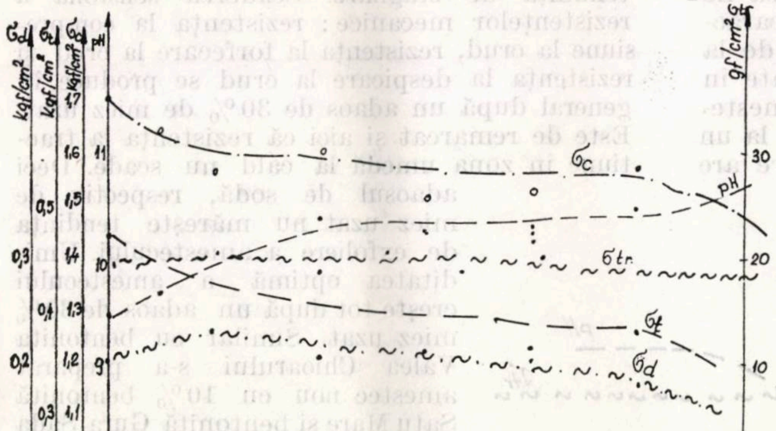


Fig. 5. Influența adaosului de sodă la bentonita Valea Chioarului asupra caracteristicilor amestecului nou cu 10% bentonită

După cum era de așteptat este o diferență între caracteristicile amestecului nou cu 10% bentonită, obținută cu cele trei sorturi de bentonită și adaosul de sodă la bentonită. Rezistența la compresiune la crud, măsurată la amestec nou, este trecută în figura 6.

Se menționează că adaosul de sodă s-a făcut prin dizolvarea sodei în apă, care s-a adăugat pentru obținerea umidității corespunzătoare gradului de îndesare de 42±2%. La adaosuri mai mari de 50% sodă, apa de umectare necesară nu dizolvă cantitatea de sodă necesară și astfel la aceste conținuturi pentru reglarea umidității amestecului s-a folosit soluție saturată de sodă. La aceste concentrații de sodă s-a obținut o variație destul de mare a valorilor. În practică s-a lucrat cu un adaos de 2÷5% sodă ; astfel rezultatele obținute conform figurilor 5 și 6 nu explică inconvenientele constatate la rezistența la compresiune a amestecului de formare cînd s-a lucrat cu bentonită calcică adăugată la sodă în momentul pregătirii amestecului.

Influența adaosului de miez uzat cu silicat de sodiu asupra amestecului nou. S-au efectuat încercări de laborator privind influența adaosului de miez uzat cu silicat de sodiu asupra caracteristicilor amestecului nou. Miezul uzat provine din utilizarea la turnare în producție a miezurilor cu silicat, conținînd 6% silicat de sodiu SB, 2% praf de cărbune și 0,03% ulei de in. Miezul uzat s-a sfărîmat în malaxor. pH-ul miezului uzat este de 10,5, iar conținutul în H_2O, de 0,9%.

S-a preparat amestec nou cu 10% bentonită Valea Chioarului, la care s-a adăugat miez uzat de la 0 la 50%. S-a reglat umiditatea ameste-

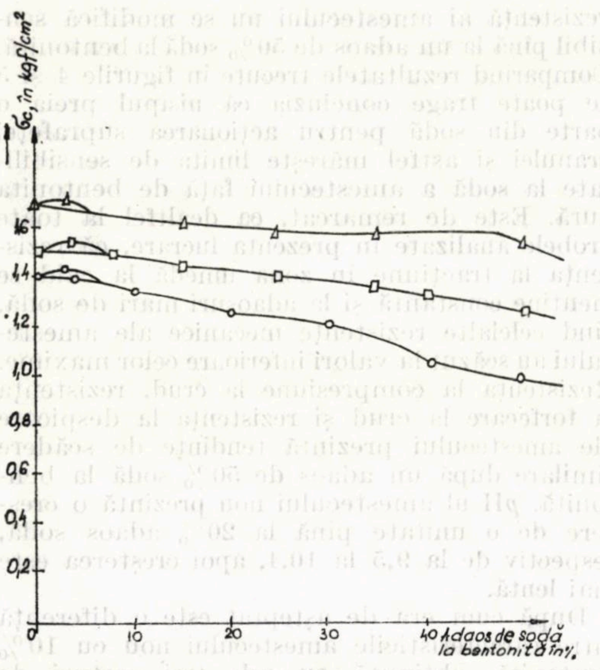


Fig. 6. Dependenţa între adaosul de sodă la bentonită şi rezistenţa la compresiune la crud a amestecului nou cu 10% bentonită :

Δ – bentonită Valea Chioarului ; □ – bentonită Satu Mare ; 0 – bentonită Gura-Sada

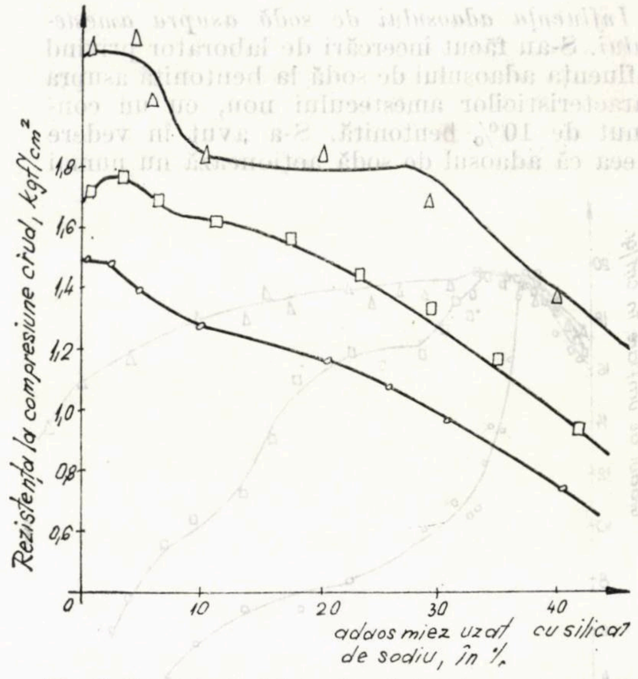


Fig. 8. Dependenţa între adaosul de miez uzat cu silica de sodiu şi rezistenţa la compresiune la crud a amestecului nou cu 10% bentonită :

Δ – bentonită Valea Chioarului ; □ – bentonită Satu Mare ; 0 – bentonită Gura-Sada

cului, astfel ca gradul de îndesare (C_{45}) să fie cuprins între 42±2% şi s-au măsurat caracteristicile amestecului obţinut după 2 h de la preparare. Rezultatele obţinute sînt redate în figura 7. Se poate observa că *p*H-ul amestecului creşte liniar cu circa o unitate pînă la un adaos de 30% de miez uscat, peste care are tendinţă de stagnare. Scăderea sensibilă a rezistenţelor mecanice : rezistenţa la compresiune la crud, rezistenţa la forfecare la crud şi rezistenţa la despicare la crud se produce în general după un adaos de 30% de miez uzat. Este de remarcat şi aici că rezistenţa la tracţiune în zona umedă la cald nu scade. Deci adaosul de sodă, respectiv de miez uzat nu măreşte tendinţa de exfoliere a amestecului. Umiditatea optimă a amestecului creşte tot după un adaos de 30% miez uzat. Similar cu bentonita Valea Chioarului s-a preparat amestec nou cu 10% bentonită Satu Mare şi bentonită Gura-Sada şi s-au măsurat caracteristicile amestecurilor obţinute cu un adaos de la 2 la 50% de miez uzat cu silicat de sodiu, după 2 h de la preparare.

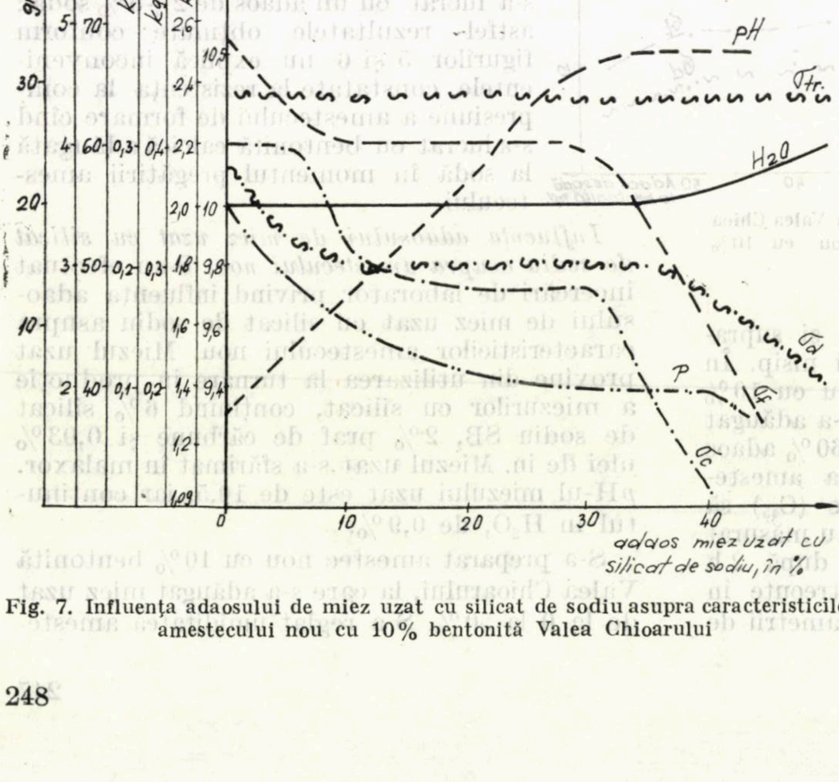


Fig. 7. Influenţa adaosului de miez uzat cu silicat de sodiu asupra caracteristicilor amestecului nou cu 10% bentonită Valea Chioarului

Rezultatele măsurătorilor privind rezistenţa la compresiune la crud obţinută la fiecare amestec, indicate în figura 8, arată similar cu figura 6 că amestecul cu bentonită Valea Chioarului prezintă stabilitatea cea mai mare faţă de adaosul de miez uzat cu silicat de sodiu.

Comparînd rezultatele obţinute la studiul influenţei adaosului de sodă la bentonită, respectiv al adaosului de miez uzat asupra caracteristicilor amestecului nou se poate trage concluzia că înrăutățirea proprietăților de formare ale amestecului la adaosuri crescînde de amestec miez cu silicat de sodiu nu se datorează doar aportului oxidului de sodiu introdus odată cu silicatul. Alături de aceasta amestecul de miez trebuie să acționeze și în direcția înrăutățirii gradului de învelire cu bentonită a granulelor de nisip.

forfecare, rezistența la despicare și permeabilitatea amestecului de formare. Umiditatea și pH-ul cresc cu mărirea adaosului de miez uzat cu silicat de sodiu. În intervalul studiat, rezistența la tracțiune în zona umedă la cald nu prezintă modificări sensibile.

Concluzii

Comparînd rezultatele obținute la un amestec nou (fig. 7) și la un amestec de formare (fig. 9)

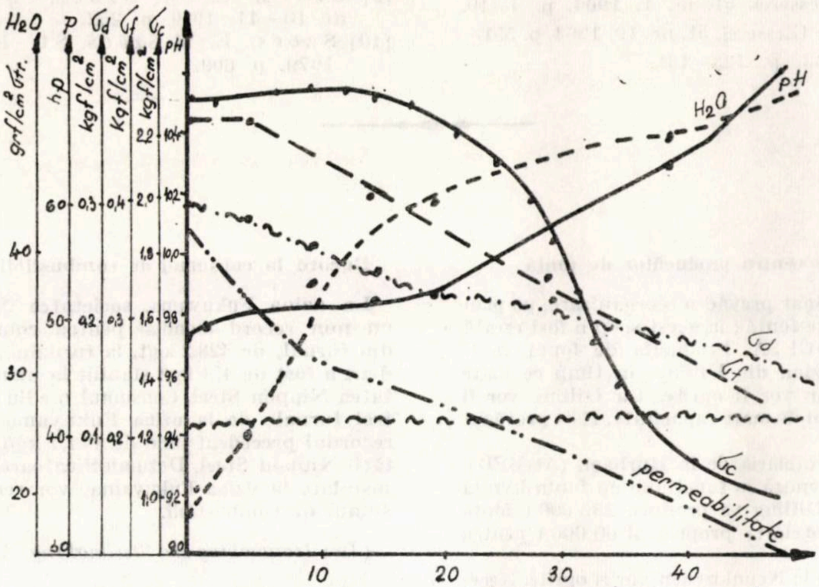


Fig. 9. Influența adaosului de miez uzat cu silicat de sodiu asupra caracteristicilor amestecului de formare obținut prin 3% reîmprospătare, cu 10,5% bentonită Valea Chioarului

Influența adaosului de miez uzat cu silicat de sodiu asupra amestecului de formare folosit în producție. În fluxul de fabricație se folosește un amestec de formare compus din 95% amestec recirculat și 5% amestec nou. Astfel marea majoritate a bentonitei aflate în amestecul de formare a suferit acțiunea termică determinată de turnarea metalelor. Astfel este necesar studiul influenței adaosului de miez uzat cu silicat de sodiu asupra proprietății amestecului de formare. În acest scop s-a folosit amestecul recirculat răcit, desprăfuit și separat magnetic conținînd 9,7% bentonită Valea Chioarului și reîmprospătat cu 3% amestec nou, conținînd 15% bentonită. La amestecul de formare astfel pregătit, cu un conținut de bentonită de 10,5%, s-a adăugat amestec de miez uzat măcinat de la 2 la 50%, caracteristicile amestecului s-au măsurat la un grad de îndesare de 42±2%. Rezultatele obținute, redate în figura 9, arată că după un adaos de miez uzat de 20% la amestec, rezistența la compresiune la crud a amestecului prezintă o scădere accentuată . Cu creșterea adaosului de miez uzat scad și rezistența la

privind influența adaosului de miez uzat cu silicat de sodiu, se poate observa că amestecul de formare din producție, utilizînd 97% amestec recirculat, prezintă sensibilitate mai mare la adaos de miez cu silicat. Conform figurii 9, la folosirea bentonitei Valea Chioarului, cînd cantitatea de miez introdus la formare depășește 10%, trebuie mărit gradul de reîmprospătare a amestecului proporțional cu conținutul de miez al amestecului recirculat ; dacă depășește 25% trebuie încercată reactivitatea cu adaos de leșie sulfitică.

După rezultatele obținute conform figurii 9 la utilizarea bentonitei Valea Chioarului și conform concluziilor din lucrare este de așteptat ca amestecurile de formare, utilizînd celelalte două tipuri de bentonite studiate, să prezinte sensibilitate și mai mare la adaosul de miez uzat cu silicat de sodiu. Astfel se explică dispersia mare a valorilor rezistențelor mecanice constatate la amestecuri de formare conținînd aceste trei tipuri de bentonită.

Astfel pentru linii de formare-turnare, care folosesc miezuri cu silicat de sodiu, se recomandă utilizarea bentonitei Valea Chioarului.

La Întreprinderea de fier—Vlăhiţa s-au obţinut rezultate bune prin utilizarea alternativă a miezurilor cu silicat de sodiu şi a miezurilor cu răşini fenolice, putînd lucra fără deranjamente şi cu bentonită Gura-Sada la un conţinut de 10% miez uzat în amestecul de formare.

Bibliografie

[1] Fahn, R. În: Giesserei, 51, nr. 1, 1964, p. 4—10.

[2] Hofmann, F. În: Giesserei, 51, nr. 19, 1964, p. 551—559; 50, nr. 5, 1963, p. 123—131.

[3] Hevenesi, Gy. În: Öntöde, 25, nr. 10, 1974, p. 235—240.

[4] Patterson, W. şi Boenich, D. În: Giesserei, 51, nr. 21, 1964, p. 634—641.

[5] Williams, D.C. În: Trans. Am. Foundry Soc., 80, 1972, p. 237—258.

[6] Rochier, M. În: Fonderie, nr. 340, 1974, p. 433—450; nr. 355, 1974, p. 227—240.

[7] Berecz, J. şi colab. În: Öntöde, 23, nr. 5, 1972, p. 97—99.

[8] Gruzman, V.M. şi colab. În: Liteinoe proizvodstvo, nr. 9, 1977, p. 40.

[9] Szöcs, E. şi Szöcs, Şt. În: Metalurgia, nr. 10—11, 1979, p. 252.

[10] Szöcs, E. şi Szöcs, Şt. În: Metalurgia, nr. 12, 1979, p. 609.

◆

DOCUMENTARE

Dilling, un viitor mare centru producător de fontă

Se ştie că uzinele din Saar prevăd o reorganizare, pe plan comun, a producţiei lor de fontă; în acest scop a fost creată o societate specială, ROGESA. Producţia de fontă va fi concentrată treptat la uzina din Dilling, în timp ce toate celelalte furnale din Saar vor fi oprite. La Dilling vor fi construite două furnale noi de mare capacitate. Este prevăzut următorul program:

— începînd din 1980, oţelăria de la Burbach (ARBED), în prezent oprită, va fi repusă în funcţiune cu fonta livrată de Dilling. Uzina de la Dilling va produce 235 000 t fontă lunar (175 000 t pentru oţelăria proprie şi 60 000 t pentru Burbach);

— în 1983, furnalele de la Neunkirchen vor fi oprite. Necesarul de fontă va atinge la această dată 200 000 t/lună pentru Dilling; 70 000 t pentru Burbach; 80 000 t pentru Völklingen. În scopul satisfacerii acestui necesar, uzina de la Dilling va trebui să dispună de un nou furnal mare, cu diametrul de 11 m.

La o dată ulterioară încă nestabilită (desigur după 1985), furnalele de la Völklingen vor fi oprite. Un al doilea mare furnal modern (11,5 m diametru) va fi construit atunci la Dilling. Uzina de la Dilling va produce atunci 470 000 t fontă lunar (200 000 t pentru Dilling, 70 000 t pentru Burbach, 200 000 t pentru Völklingen).

În plus, va trebui să fie construită o mare cocserie centrală, în principiu la Dilling.

Vor fi continuate studiile în scopul găsirii celor mai bune soluţii pentru fabricarea aglomeratelor, ca şi pentru transportul fontei între uzine.

La cursul actual, finanţarea acestui program reprezintă o investiţie de 1 mld. DM (fără cocserie).

(În: *A.I.L., Franţa, nr. 170, decembrie, 1979, p. 46*)

Record la consumul de combustibil în furnale

La uzina Fukuyama, societatea Nippon Kokan anunţă un nou record mondial pentru consumul de combustibil din furnal, de 428,2 kg/t, la furnalul nr. 3. Recordul precedent a fost de 431 kg/t stabilit la uzina Kimitsu de la societatea Nippon Steel. Consumul mediu de combustibil pentru trei furnale de la uzina Fukuyama a fost de 442,4 kg/t, recordul precedent fiind de 444,7 kg/t la uzina Oita a societăţii Nippon Steel. Dezumidificatoarele furnalului, ce vor fi instalate la uzina Fukuyama, vor reduce şi mai mult consumul de combustibil.

(În: *Ironmaking and Steelmaking, Anglia, 1979, nr. 3, p. 7*)

Noul furnal de la Esch-Belval

La uzina ARBED Esch-Belval (Luxemburg) a fost dat în exploatare un nou furnal, avînd diametrul de 11,20 m la creuzet şi un volum util de 2 465 m³. Încărcat cu minereu de Lorena, furnalul poate produce 4 300 t fontă/24 h; încărcat cu minereu bogat poate produce 6 000 t fontă/24 h. În afara faptului că este dotat cu perfecţionări tehnice foarte recente, furnalul prezintă un anumit număr de „premiere mondiale". Comanda şi controlul instalaţiei, cu vizualizare pe ecrane color, sînt asigurate de zece calculatoare. Maşinile de astupare şi perforare a orificiului de evacuare sînt amplasate pe şasiuri independente, pe aceeaşi parte a jgheabului de evacuare, oferind o bună accesibilitate prin partea liberă; pentru cuvă a fost utilizat un nou tip de răcitoare plate; furnalul este alimentat direct de la secţiile de aglomerare, fără silozuri de depozitare intermediare. Primele săptămîni de funcţionare au dat rezultate foarte satisfăcătoare.

(În: *A.I.L., Franţa, nr. 170, decembrie, 1979, p. 46*)

◆

Dr. ing. N. Atanasiu
Institutul politehnic — București

Considerații cu privire la deformarea și ruperea aliajelor de titan

CZ : 539.374

Aliajele pe bază de titan au caracteristici mecanice bune și rezistența la oxidare pînă la temperaturi de 750°C, un raport mare între rezistența la rupere (R_m) și densitate (ρ), rezistența la coroziune în numeroase medii active și la temperaturi criogenice.

În industria modernă, aliajele pe bază de titan se folosesc în construcții aeronautice, aerospațiale, în industria chimică și petrochimică și în centrale nucleazo-electrice.

Aliajele de titan se împart în trei grupe metalurgice și anume: aliaje α, aliaje $\alpha-\beta$ și aliaje β. Această împărțire este dependentă de faza predominantă în microstructură.

Titanul tehnic are o structură hexagonală compactă, care la temperatura de 870°C se transformă în cubică cu volum centrat.

Elementele de aliere favorizează una sau alta din aceste două structuri sau sînt neutre. Astfel, aluminiul stabilizează structura α și ridică temperatura de transformare $\alpha \rightarrow \beta$, în timp ce cromul, molibdenul, vanadiul și fierul stabilizează structura β și coboară temperatura de transformare, iar staniul în proporții reduse este neutru.

Caracteristicile mecanice ale aliajelor de titan depind direct de microstructură. Astfel, aliajele α au o rezistență mecanică mai mică decît aliajele $\alpha-\beta$, întrucît α cu structura hexagonală este mai puțin rezistentă decît β cu structura cubică cu volum centrat. În plus, aliajele cu două faze pot fi supuse tratamentelor termice de călire și îmbătrînire pentru îmbunătățirea caracteristicilor mecanice.

Aliajele α conțin unele elemente de aliere β stabilizatoare, formînd următoarele sisteme Ti—Al; Ti—Al—Mo; Ti—Al—Zr; Ti—Al—Zr—V; Ti—Al—Zr—Sn; Ti—Al—Co—Ta și altele. Aceste aliaje se caracterizează printr-o rezistență mecanică ridicată la temperaturi înalte, datorită prezenței aluminiului.

Aliajele α se folosesc în stare recoaptă, întrucît aceste aliaje nu se durifică prin alte tratamente termice. Ele se pot prelucra prin deformare plastică la cald dacă conținutul de aluminiu este sub 6%. În cazul aliajelor cu conținut de aluminiu peste 6%, prelucrabilitatea la cald se îmbunătățește prin introducerea în cantități reduse de elemente β stabilizatoare. Frecvent, aliajele α se folosesc la matrițarea diferitelor piese cu forme mai puțin complexe.

Aliajele $\alpha-\beta$ conțin cantități suficiente de elemente stabilizatoare, formînd sisteme de aliaje cum sînt: Ti—Al—V; Ti—Al—Cr—Te; Ti—Al—V—Sn—Te și altele. Caracteristicile mecanice ale acestor aliaje pot fi îmbunătățite prin tratamente termice, îndeosebi prin călire de la temperaturi din domeniul $\alpha-\beta$ sau β, urmată de o îmbătrînire la o temperatură relativ ridicată. Călirea împiedică transformarea fazei β la temperaturi ridicate, iar îmbătrînirea determină precipitarea particulelor fine de fază α. Această structură este mai rezistentă decît structura $\alpha-\beta$ recoaptă și grosieră.

Aliajele $\alpha-\beta$ se prelucrează bine la cald prin laminare și prin forjare.

Aliajele β au la bază o serie de sisteme cum sînt: Ti — Al — Mo — Cr; Ti — Mo — V — Cr; Ti—W—Nb—Mo și altele. Aceste aliaje se caracterizează printr-o bună plasticitate și o înaltă rezistență mecanică, fiind utilizate după tratamentul termic de călire urmat de îmbătrînire.

Aliajele de titan α cu conținut scăzut de impurități și anume: 0,04—0,09 %O_2; 0,03—0,35 %C; 0,02—0,12 %N_2; 0,003—0,004 %H_2; 0,035—0,040 %Fe și 0,012—0,015 %Si se folosesc la temperaturi criogenice fără apariția fragilității, dacă rezistența lor la rupere la temperatura obișnuită se află sub 100 daN/mm^2. Astfel, aliajul Ti—5 Al—2,5Sn se folosește la temperatura heliului lichid, iar aliajul Ti—6 Al—4V, la temperatura azotului lichid.

Aliajele β din sistemul binar cu elemente de aliere Mo, No, V, Ta se folosesc, de asemenea, la temperaturi criogenice, cu condiția ca impuritățile să fie menținute la procente scăzute și anume: 0,07—0,14 %O_2; 0,03—0,045 % C; 0,004 — 0,085 % N_2; 0,004—0,008 %H_2; 0,06—0,085 %Te și 0,04—0,09 %Si.

Aliajele de titan prezintă o mare rezistență la coroziune. Astfel, prin alierea titanului cu 2 % Nb se obține o creștere de cinci ori a rezistenței la coroziune în acid azotic, iar prin adăugarea de 0,2 % Pd rezistența la coroziune crește de circa 200 ori față de cea a titanului tehnic.

Aliajele complexe de titan, de asemenea, se comportă bine la coroziune și anume aliajul Ti—11 Mo—4 Zr—3 V are o bună rezistență în acid sulfuric, iar aliajul Ti—2,5 Ni—2 Zr, în acid azotic atît la temperaturi scăzute, cît și la temperaturi înalte. Aliajul Ti—15,5 Al—18 Nb—1,5 Hf—0,5 Si se comportă bine la temperaturi de pînă la 825°C, de aceea se folosește în construcția de turbine [1]—[4].

În producţia industrială o gamă largă de piese şi subansambluri din aliaje de titan se confecţionează prin diferite procedee de prelucrare prin deformare plastică cum sînt: laminarea, extruziunea, forjarea şi matriţarea. Aceste procedee de prelucrare se caracterizează prin viteze mari de deformare, de aceea prezintă importanţă cunoaşterea comportării aliajelor de titan în timpul deformării plastice.

În lucrarea de faţă se studiază efectul vitezei de deformaţie asupra deformării plastice a aliajului Ti—6 Al—4 V la diferite temperaturi.

Condiţii de experimentare. Pentru efectuarea experimentărilor s-a folosit aliajul Ti—6 Al—4 V, laminat în bare cu diametrul de 14 mm, din care s-au confecţionat prin aşchiere epruvete cu diametrul de 6 mm şi cu lungimea părţii active de 50 mm.

Compoziţia chimică a aliajului a fost următoarea:

Al	V	N	C	Te	H	O_2	Ti
6,10	4,25	0,05	0,08	0,35	0,012	0,25	rest

Structura aliajului a fost alcătuită din cristale de α hexagonal compacte şi β cubic cu volum centrat.

Toate epruvetele au fost supuse tratamentului termic de recoacere la 1 050°C, timp de 1 h cu răcire în cuptor, obţinîndu-se astfel o mărime de grăunte de 18 μm, determinată prin metoda măsurării diametrului convenţional mediu.

Epruvetele au fost supuse la încercarea de tracţiune în direcţia axei longitudinale paralelă cu direcţia de laminare. Încercările s-au efectuat la viteze de deformaţie cuprinse între $10^{-4}s^{-1}$ şi $10^{-1}s^{-1}$ şi la diferite temperaturi, fiind conduse pînă la ruperea epruvetelor.

Suprafeţele de rupere ale epruvetelor s-au studiat cu ajutorul unui microscop electronic cu baleiaj tip JSM 50 A, cu electroni secundari, la o tensiune de accelerare de 25 kV.

Prin studierea fracturilor de pe epruvete s-au urmărit topografia acestora, forma şi distribuţia craterelor [5].

Rezultatele obţinute. În figura 1 s-au reprezentat diagrame efort unitar-deformaţie ($\sigma - \varepsilon$) la temperatura de 25°C şi la următoarele viteze de deformaţie: $\dot{\varepsilon}_1 = 4{,}16 \times 10^{-4}\,s^{-1}$; $\dot{\varepsilon}_2 = 4{,}16 \times 10^{-3}\,s^{-1}$; $\dot{\varepsilon}_3 = 4{,}16 \times 10^{-2}s^{-1}$ şi $\dot{\varepsilon}_4 = 4{,}16 \times 10^{-1}s^{-1}$. Se observă că limita de curgere creşte odată cu sporirea vitezei de deformaţie [6].

Diagrama efort unitar-deformaţie, pentru aceleaşi viteze de deformaţie şi la temperaturi de 25, 225 şi 425°C, s-a reprezentat în figura 2. Din analiza acestor diagrame se constată că atît rezistenţa la rupere $R_m(\sigma_r)$, cît şi limita de curgere $R_{p0,2}(\sigma_{0,2})$ sînt influenţate de viteza de deformaţie şi de temperatură. Astfel, efortul unitar la încărcarea maximă a epruvetei şi limita de curgere cresc cu mărirea vitezei de deformaţie şi scad cu ridicarea temperaturii la o viteză de deformaţie constantă.

În figura 3 s-a reprezentat variaţia caracteristicilor de rezistenţă la tracţiune, în funcţie de temperatură pentru trei viteze de deformaţie şi anume: $\dot{\varepsilon}_1 = 4{,}16 \times 10^{-4}s^{-1}$; $\dot{\varepsilon}_2 = 4{,}16 \times 10^{-3}s^{-1}$ şi $\dot{\varepsilon}_3 = 4{,}16 \times 10^{-2}s^{-1}$. Se

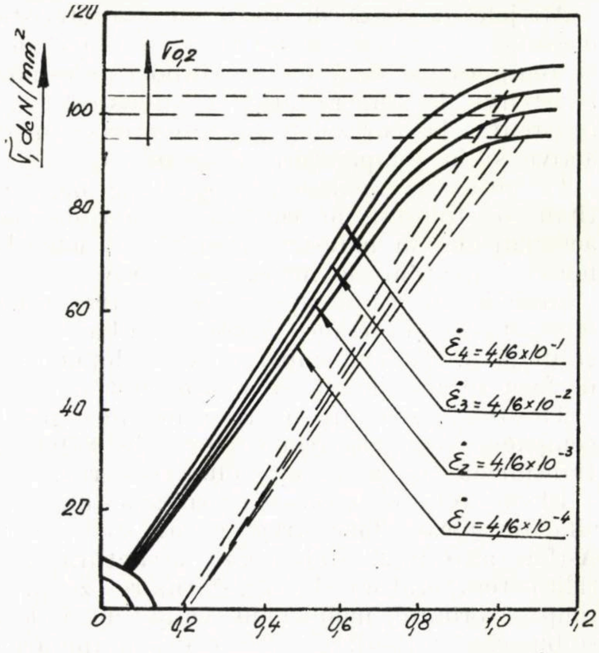


Fig. 1. Variaţia limitei de curgere cu deformaţia la diferite viteze de deformaţie şi la temperatura constantă de 25°C

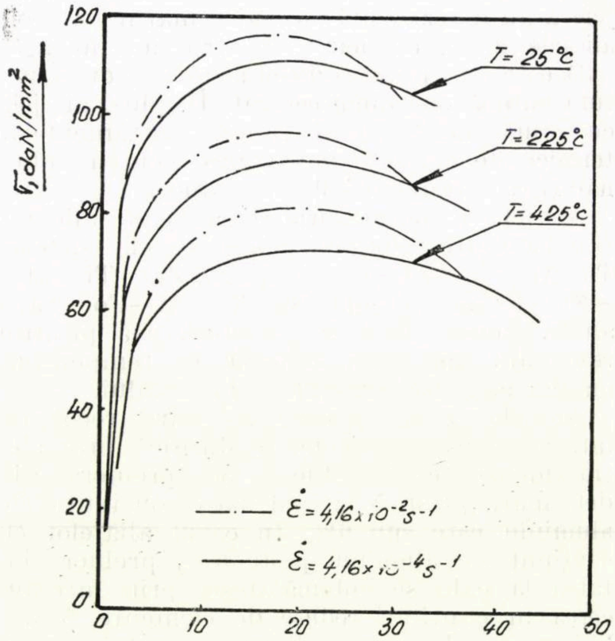


Fig. 2. Diagrama efort unitar-deformaţie ($\sigma - \varepsilon$) la două viteze de deformaţie şi la diferite temperaturi (T = 25, 225 şi 425°C)

observă că rezistenţa la rupere şi limita de curgere scad cu creşterea temperaturii, însă scăderea este cu atît mai mică cu cît viteza de deformaţie este mai mare.

Variaţia parametrilor de ductilitate (alungirea şi gîtuirea) cu temperatura şi cu viteza de deformaţie s-a reprezentat în figura 4. Se constată o creştere continuă a ductilităţii cu ridicarea temperaturii, această creştere fiind mai pronunţată la viteze de deformaţie mai mari.

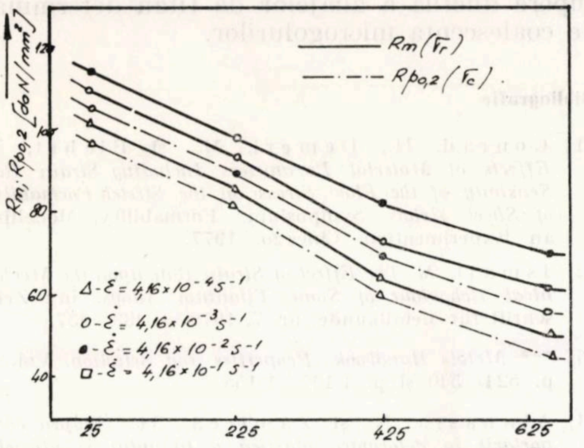


Fig. 3. Dependenţa caracteristicilor de rezistenţă la tracţiune de temperatură şi de viteza de deformaţie

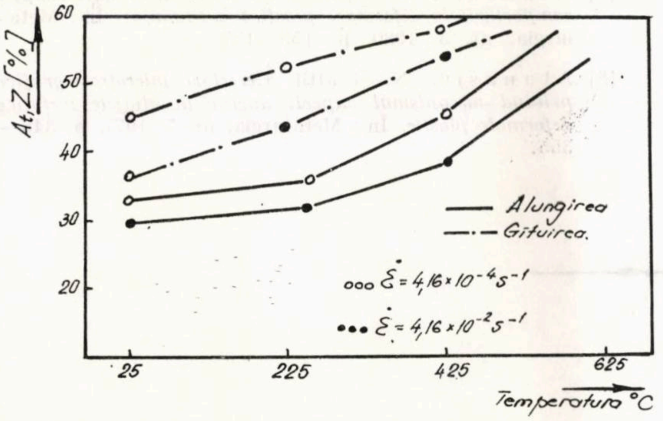


Fig. 4. Variaţia gîtuirii şi alungirii cu temperatura şi viteza de deformaţie

În figura 5 s-a reprezentat, la o mărire ×1 000, suprafaţa de rupere din zona marginală a epruvetei, unde se pune în evidenţă caracterul ductil al ruperii. În figura 6, la o mărire ×3 000, s-a reprezentat topografia suprafeţei de rupere obţinută pe zona centrală a epruvetei. Se observă o rupere pronunţat ductilă a materialului.

Analiza rezultatelor. Experimentările efectuate ilustrează faptul că atît parametrii de rezistenţă ai aliajului Ti—6 Al—4 V, cît şi cei de ductilitate sînt dependenţi de viteza de deformaţie. Astfel, rezistenţa la rupere şi limita de curgere cresc cu sporirea vitezei de deformaţie, mai lent în domeniul vitezelor de deformaţie mici şi mult mai intens la viteze de deformaţie mari. Această creştere a parametrilor de rezistenţă poate fi determinată de procesul de difuzie termică, care influenţează comportarea la deformarea plastică a aliajelor de titan.

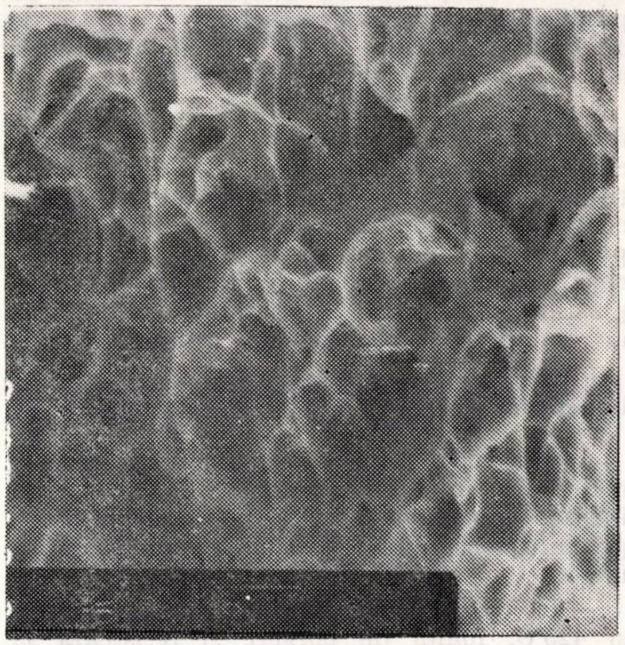


Fig. 5. Topografia suprafeţei de rupere ductilă în cazul aliajului Ti—6 Al—4 V (×1 000)

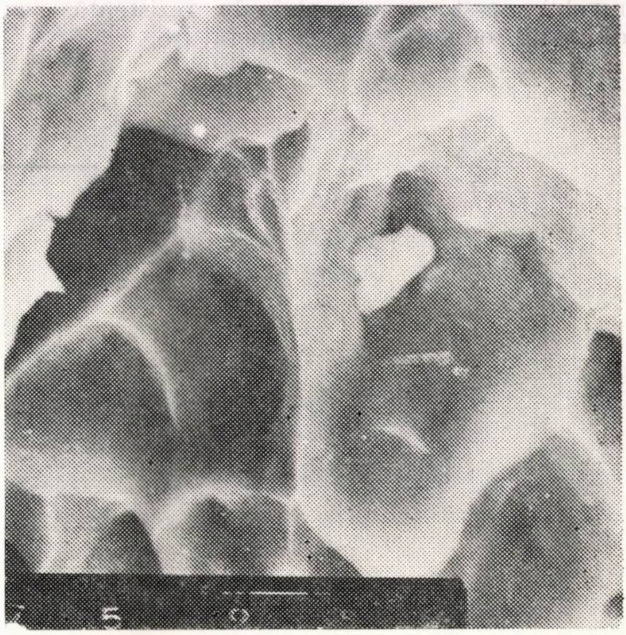


Fig. 6. Procesul de coalescenţă a microgolurilor şi de formare a craterelor pe suprafaţa de rupere (×3 000)

În ceea ce priveşte ductilitatea aliajelor de titan, se constată că la viteze de deformaţie mici aceasta este influenţată într-o măsură redusă, însă la viteze de deformaţie ridicate ductilitatea creşte pronunţat datorită procesului de deformare adiabatică a materialului. Această comportare ilustrează faptul că, la viteze de deformaţie scăzute şi la grade de reduceri mici, ruperea aliajelor de titan se produce intergranular, în schimb la viteze de deformaţie ridicate şi la grade de reduceri mari ruperea este transgranulară.

Microfractografiile obţinute pe suprafeţele de rupere ale epruvetelor pun în evidenţă caracterul de rupere ductilă a aliajelor de titan, determinată de mecanismul de coalescenţă a microgolurilor. Acest mecanism este precedat de iniţierea şi creşterea microgolurilor pe particule dure, în condiţiile deformării plastice continue a materialului, cu formarea de cratere pe suprafeţele de rupere.

Concluzii

Încercările de tracţiune efectuate la viteze de deformaţie în domeniul $10^{-4}s^{-1}$ la $10^{-1}s^{-1}$ au ilustrat faptul că aliajele pe bază de titan prezintă sensibilitate faţă de viteza de deformaţie.

— La temperaturile de încercare de 25, 225 şi 425°C, limita de curgere şi rezistenţa la rupere au crescut cu sporirea vitezei de deformaţie, iar la viteza de deformaţie constantă nivelul acestor parametri de rezistenţă s-a diminuat cu creşterea temperaturii.

— La viteze de deformaţie mici, ductilitatea aliajelor de titan este influenţată într-o măsură neînsemnată, însă creşterea pronunţată a vitezei de deformaţie determină sporirea ductilităţii datorită procesului de deformare adiabatică.

— Microfractografiile realizate la microscopul electronic cu baleiaj ilustrează procesul de rupere ductilă a aliajelor de titan determinat de coalescenţa microgolurilor.

Bibliografie

[1] Conrad, H., Demeri, M. şi Blahtt, D. *Effects of Material Parameters Including Strain Rate Sensivity of the Flow Stress on the Stretch Formability of Sheet Metals.* Symposium : Formability, Modelling an Experimention, Chicago, 1977.

[2] Ismail, M. *The Effect of Strain Rate upon the Mechanical Behaviour of Some Titanium Alloys.* În : Zeitschrift für Metallkunde, nr. 7, 1979, p. 433—437.

[3] *** *Metals Handbook. Properties and Selection.* Vol. I, p. 524—540 şi p. 1 147—1 155.

[4] Atanasiu, N. şi Zămîrcă, Şt. *Asupra comportării la deformare plastică a titanului şi aliajelor sale.* Sesiunea ştiinţifică: „Promovarea tehnologiilor moderne în construcţia de maşini", Bucureşti, 2—3 noiembrie, 1979, vol. II, p. 282—288.

[5] Atanasiu, N. *Influenţa vitezei de deformaţie asupra comportării la deformare plastică a titanului.* În : Metalurgia, nr. 3, 1980, p. 153—157.

[6] Atanasiu, N. şi alţii. *Cercetări microfractografice privind mecanismul ruperii ductile la aliajele metalice deformate plastic.* În : Metalurgia, nr. 7, 1977, p. 346—355.

Ing. N. Pavel
Combinatul siderurgic — Galați

Variantă de model pentru conducerea activităților de întreținere funcțională a utilajelor metalurgice

CZ : 658.58 : 65.012.45

Motivație

Unul din factorii care influențează în mod hotărîtor realizarea cantitativă, la termenele stabilite, dar mai ales calitativă a planului producției fizice îl reprezintă starea de siguranță în funcționare a fiecărui utilaj tehnologic.

Urmare a uzurii în exploatare, a acțiunii unor medii nefavorabile, ca de exemplu coroziunea, în anumite condiții utilajul se poate găsi în stare de nesiguranță în funcționare. În acest context apar consumuri sporite la energii și combustibili, scade vizibil calitatea produselor.

Perpetuarea stării de nesiguranță în funcționare degenerează cel mai adesea în avarii care au, în majoritatea covîrșitoare a cazurilor, influențe nu numai pe plan local.

Întreținerea în stare de siguranță a utilajelor tehnologice reprezintă o componentă a funcției de producție. Așa cum produsele metalurgice trebuie realizate în condiții de eficiență economică, în mod similar întreținerea, ca parte implicită a funcției de producție, trebuie să se realizeze în condiții de economicitate. În acest context întreținerea utilajelor tehnologice reprezintă o parte importantă în efortul depus pentru creșterea eficienței produselor.

Cerința pentru noul sistem a rezultat din necesitatea concordanței sistemului de conducere și organizare a activităților de întreținere și reparații, care trebuie să fie eficient, cu dotarea tehnică modernă a întreprinderilor metalurgice.

Concepția noului sistem

Obiectivul fundamental al noului sistem (fig. 1) constă în :

Creșterea optimală a timpului efectiv de funcționare (TE) la fiecare utilaj metalurgic, corelat cu reducerea cheltuielilor cu întreținerea sa, în condiții de siguranță în exploatare.

Modelul matematic funcțional al timpului efectiv de funcționare (TE) :

$$TE = TC - TO$$

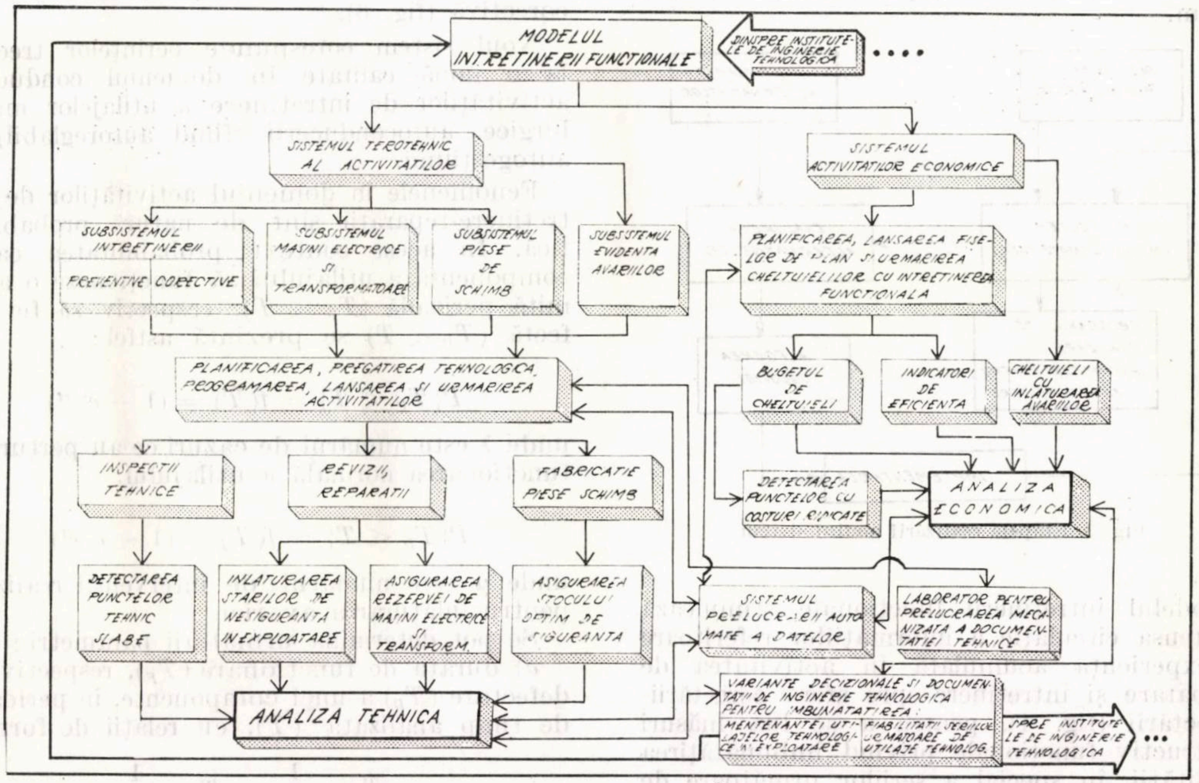

MODELUL INTRETINERII FUNCTIONALE
DINSPRE INSTITUTELE DE INGINERIE TEHNOLOGICA ....
SISTEMUL TEROTEHNIC AL ACTIVITATILOR
SISTEMUL ACTIVITATILOR ECONOMICE
SUBSISTEMUL INTRETINERII
PREVENTIVE
CORECTIVE
SUBSISTEMUL MASINI ELECTRICE SI TRANSFORMATOARE
SUBSISTEMUL PIESE DE SCHIMB
SUBSISTEMUL EVIDENTA AVARIILOR
PLANIFICAREA, LANSAREA FISELOR DE PLAN SI URMARIREA CHELTUIELILOR CU INTRETINEREA FUNCTIONALA
PLANIFICAREA, PREGATIREA TEHNOLOGICA, PROGRAMAREA, LANSAREA SI URMARIREA ACTIVITATILOR
BUGETUL DE CHELTUIELI
INDICATORI DE EFICIENTA
CHELTUIELI CU INLATURAREA AVARIILOR
INSPECTII TEHNICE
REVIZII, REPARATII
FABRICATIE PIESE SCHIMB
DETECTAREA PUNCTELOR CU COSTURI RIDICATE
ANALIZA ECONOMICA
DETECTAREA PUNCTELOR TEHNIC SLABE
INLATURAREA STARILOR DE NESIGURANTA IN EXPLOATARE
ASIGURAREA REZERVEI DE MASINI ELECTRICE SI TRANSFORM.
ASIGURAREA STOCULUI OPTIM DE SIGURANTA
SISTEMUL PRELUCRARII AUTOMATE A DATELOR
LABORATOR PENTRU PRELUCRAREA MECANIZATA A DOCUMENTATIEI TEHNICE
ANALIZA TEHNICA
VARIANTE DECIZIONALE SI DOCUMENTATII DE INGINERIE TEHNOLOGICA PENTRU IMBUNATATIREA:
MENTENANTEI UTILAJELOR TEHNOLOGICE IN EXPLOATARE
FIABILITATII SERIILOR URMATOARE DE UTILAJE TEHNOLOG.
SPRE INSTITUTELE DE INGINERIE TEHNOLOGICA ...

Fig. 1. Modelul întreținerii funcționale

iar algoritmul de determinare este redat în figura 2.

Domeniul rezervelor semnificative pentru ca timpul total al opririlor (TO) să fie minim îl reprezintă timpul opririlor accidentale (TOA):

$$TOA = TO - TPR$$

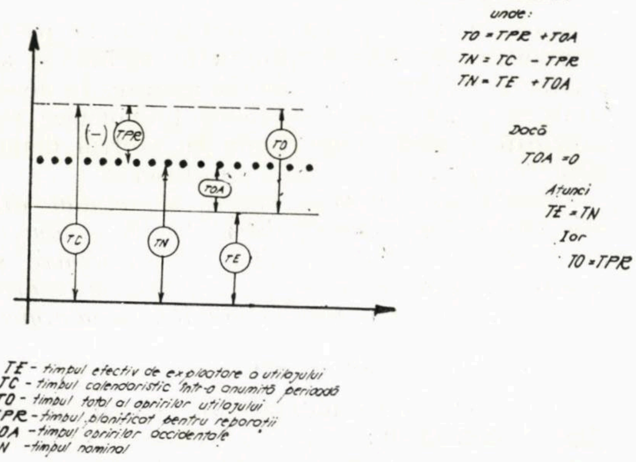

TE = TC - TO
unde:
TO = TPR + TOA
TN = TC - TPR
TN = TE + TOA
Dacă
TOA = 0
Atunci
TE = TN
Ior
TO = TPR
(–)
TPR
TO
TOA
TC
TN
TE
TE - timpul efectiv de exploatare a utilajului
TC - timpul calendaristic într-o anumită perioadă
TO - timpul total al opririlor utilajului
TPR - timpul planificat pentru reparaţii
TOA - timpul opririlor accidentale
TN - timpul nominal

Fig. 2. Algoritmul timpului efectiv de funcţionare al utilajului tehnologic

De menţionat că şi timpul planificat pentru reparaţii (TPR) poate şi trebuie să devină optimal.

În figura 3 este prezentată concepţia generală de proiectare şi implementare a noului sistem.

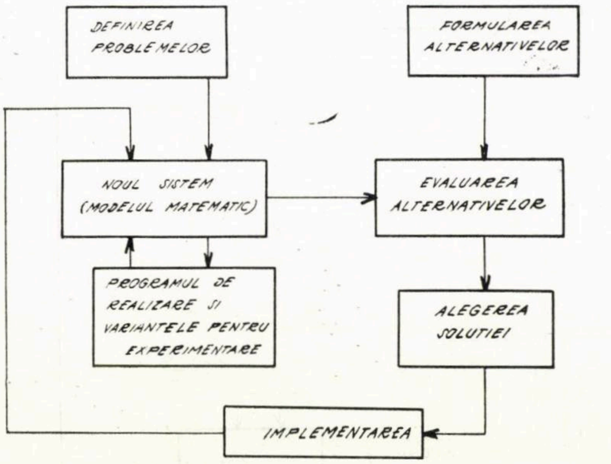

DEFINIREA PROBLEMELOR
FORMULAREA ALTERNATIVELOR
NOUL SISTEM (MODELUL MATEMATIC)
EVALUAREA ALTERNATIVELOR
PROGRAMUL DE REALIZARE SI VARIANTELE PENTRU EXPERIMENTARE
ALEGEREA SOLUTIEI
IMPLEMENTAREA

Fig. 3. Etapele realizării noului sistem

Modelul întreţinerii funcţionale stimulează o intensă circulaţie a informaţiilor referitoare la experienţa acumulată în activitatea de exploatare şi întreţinere spre sfera cercetării-proiectării (fig. 4), pentru a se lua măsuri constructiv funcţionale privind îmbunătăţirea fiabilităţii, în special a seriilor următoare de utilaje. *Un aport substanţial va fi adus la întocmirea tehnologiilor de inspecţie tehnică*, activităţi standard programabile, *la construirea grafurilor reţea pe bază de drum critic, precum şi la întocmirea detaliată a tehnologiilor de reparaţii aferente activităţilor pentru care s-a întocmit graful reţea, care trebuie să devină standard în proporţie de 75—90%*.

În figura 5 este prezentată situaţia dereglărilor mai de amploare ale sistemului actual pe relaţia *cauză—efect—cauză*.

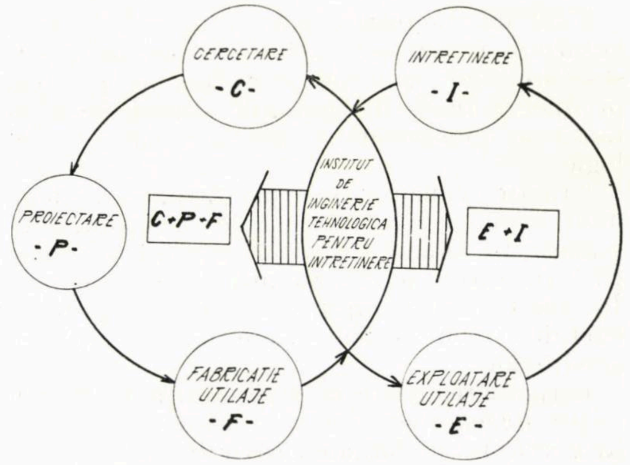

CERCETARE
-C-
INTRETINERE
-I-
PROIECTARE
-P-
C+P+F
INSTITUT DE INGINERIE TEHNOLOGICA PENTRU INTRETINERE
E+I
FABRICATIE UTILAJE
-F-
EXPLOATARE UTILAJE
-E-

Fig. 4. Schema relaţiilor cercetare, proiectare, fabricaţie, exploatare şi întreţinere utilaje metalurgice

Reglarea abaterilor este imperios necesară şi în noul sistem se realizează programat prin activităţi de întreţinere preventivă şi / sau corectivă (fig. 6).

Noul sistem corespunde cerinţelor trecerii la o nouă calitate în domeniul conducerii activităţilor de întreţinere a utilajelor metalurgice, autoconducerii (fiind autoreglabil) şi autogestiunii.

Fenomenele în domeniul activităţilor de întreţinere-reparaţii sînt de natură probabilistică. În acest context probabilitatea ca o componentă a utilajului să funcţioneze o anumită perioadă ($T_F < T$), respectiv să fie defectă ($T_D < T$) se prezintă astfel:

$$P\{T_F < T\} = f(T) = (1 - e^{-\lambda t})$$

unde λ este numărul de cazuri ce au perturbat funcţionarea normală a utilajului,

$$P\{T_D < T\} = f(T) = (1 - e^{-\mu t})$$

unde μ este numărul de intervenţii realizate pentru înlăturarea avariei.

Se pot determina următorii parametri:

a) durata de funcţionare (T_F), respectiv de defectare (T_D) a unei componente, în perioada de timp analizată (T), cu relaţii de forma:

$$\overline{T}_F = \frac{1}{\lambda}; \quad \overline{T}_D = \frac{1}{\mu}$$

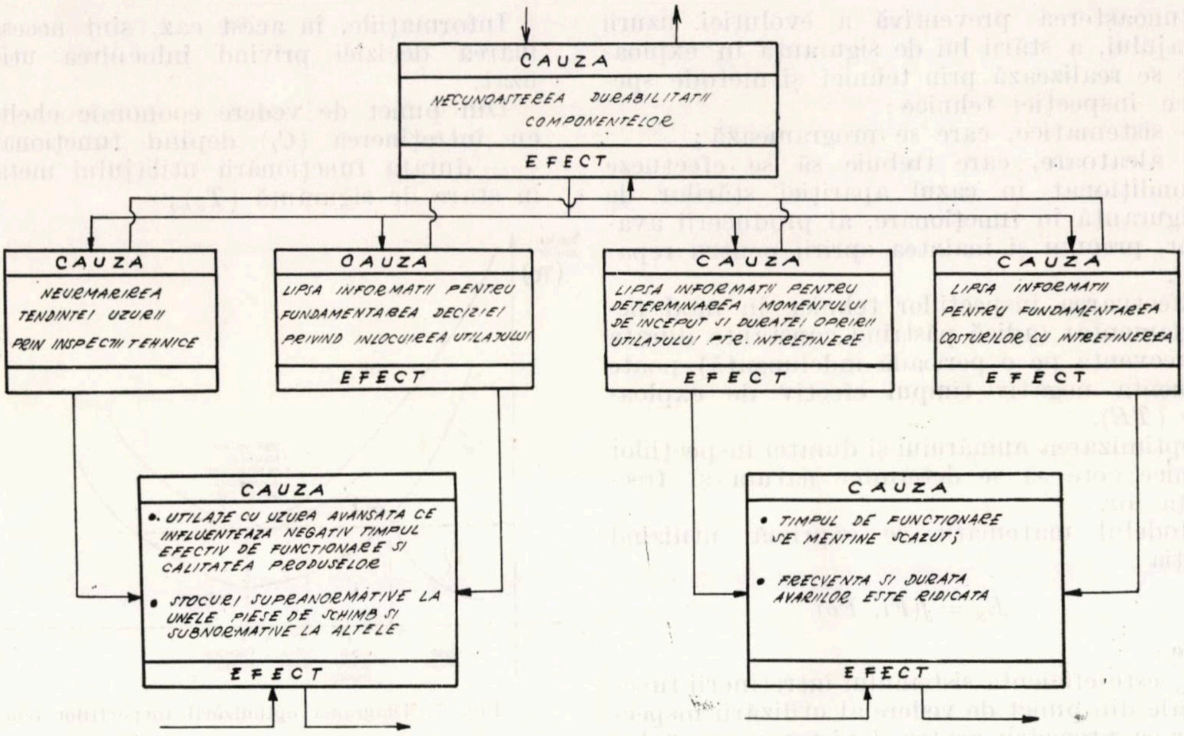

CAUZA
NECUNOAȘTEREA DURABILITĂȚII COMPONENTELOR
EFECT
CAUZA
NEURMĂRIREA TENDINȚEI UZURII PRIN INSPECȚII TEHNICE
CAUZA
LIPSA INFORMAȚII PENTRU FUNDAMENTAREA DECIZIEI PRIVIND ÎNLOCUIREA UTILAJULUI
EFECT
CAUZA
LIPSA INFORMAȚII PENTRU DETERMINAREA MOMENTULUI DE ÎNCEPUT ȘI DURATEI OPRIRII UTILAJULUI PTR. ÎNTREȚINERE
EFECT
CAUZA
LIPSA INFORMAȚII PENTRU FUNDAMENTAREA COSTURILOR CU ÎNTREȚINEREA
EFECT
CAUZA
• UTILAJE CU UZURA AVANSATĂ CE INFLUENȚEAZĂ NEGATIV TIMPUL EFECTIV DE FUNCȚIONARE ȘI CALITATEA PRODUSELOR
• STOCURI SUPRANORMATIVE LA UNELE PIESE DE SCHIMB ȘI SUBNORMATIVE LA ALTELE
EFECT
CAUZA
• TIMPUL DE FUNCȚIONARE SE MENȚINE SCĂZUT;
• FRECVENȚA ȘI DURATA AVARIILOR ESTE RIDICATĂ
EFECT

Fig. 5. Relația cauză-efect în sistemul actual de conducere a activităților de întreținere reparații

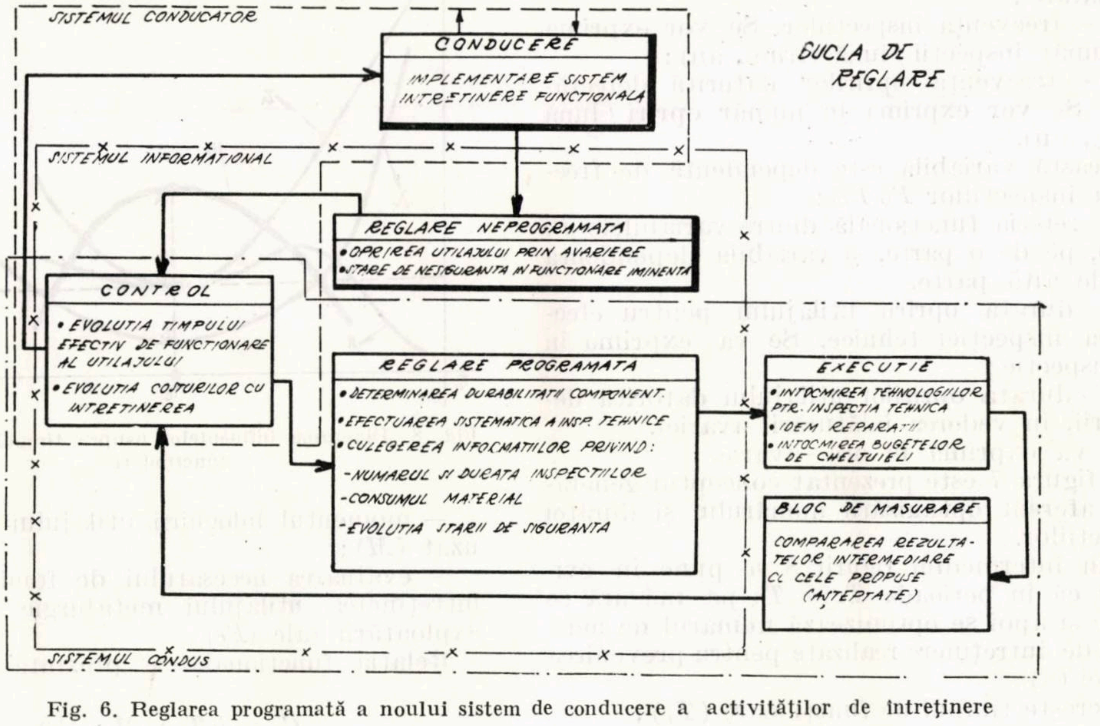

SISTEMUL CONDUCĂTOR
CONDUCERE
IMPLEMENTARE SISTEM ÎNTREȚINERE FUNCȚIONALĂ
BUCLA DE REGLARE
SISTEMUL INFORMAȚIONAL
REGLARE NEPROGRAMATĂ
• OPRIREA UTILAJULUI PRIN AVARIERE
• STARE DE NESIGURANȚĂ ÎN FUNCȚIONARE IMINENTĂ
CONTROL
• EVOLUȚIA TIMPULUI EFECTIV DE FUNCȚIONARE AL UTILAJULUI
• EVOLUȚIA COSTURILOR CU ÎNTREȚINEREA
REGLARE PROGRAMATĂ
• DETERMINAREA DURABILITĂȚII COMPONENT.
• EFECTUAREA SISTEMATICĂ A INSP. TEHNICE
• CULEGEREA INFORMAȚIILOR PRIVIND:
-NUMĂRUL ȘI DURATA INSPECȚIILOR
-CONSUMUL MATERIAL
-EVOLUȚIA STĂRII DE SIGURANȚĂ
EXECUȚIE
• ÎNTOCMIREA TEHNOLOGIILOR PTR. INSPECȚIA TEHNICĂ
• IDEM REPARAȚII
• ÎNTOCMIREA BUGETELOR DE CHELTUIELI
BLOC DE MĂSURARE
COMPARAREA REZULTATELOR INTERMEDIARE CU CELE PROPUSE (ANTEPTATE)
SISTEMUL CONDUS

Fig. 6. Reglarea programată a noului sistem de conducere a activităților de întreținere

b) probabilitatea stării de siguranță la momentul T:

$$P_0(T) = [\mu + \lambda\, e^{-(\lambda+\mu)t}]\,[\lambda+\mu]^{-1}$$

c) numărul mediu de accidente pe durata de timp T:

$$\bar{\eta}a = \frac{\lambda^2}{(\lambda+\mu)^2} + \frac{\lambda\cdot\mu t}{(\lambda+\mu)} - \frac{\lambda^2 e^{-(\lambda+\mu)t}}{(\lambda+\mu)^2}$$

d) duratele totale medii de defectare și funcționare pe durata T:

$$\bar{T}_D = \frac{\lambda\cdot T}{\lambda+\mu} - \frac{\lambda}{(\lambda+\mu)^2}\,[1 - e^{-(\lambda+\mu)t}]$$

$$\bar{T}_F = \frac{\mu\cdot T}{\lambda+\mu} + \frac{\lambda}{(\lambda+\mu)^2}\,[1 - e^{-(\lambda+\mu)t}]$$

Cunoașterea preventivă a evoluției uzurii utilajului, a stării lui de siguranță în exploatare se realizează prin tehnici și metode specifice inspecției tehnice :

— sistematice, care se programează ;

— aleatoare, care trebuie să se efectueze necondiționat în cazul apariției stărilor de nesiguranță în funcționare, al producerii avariilor, precum și înaintea opririi pentru reparații.

Efectuarea inspecțiilor tehnice în mod nefundamentat (adică păstrînd constante durata și frecvența pe o perioadă îndelungată) poate influența negativ timpul efectiv de exploatare (TE).

Optimizarea numărului și duratei inspecțiilor tehnice cere să se determine natura și frecvența lor.

Modelul matematic se exprimă utilizînd relația :

$$E_S = f(Fi,\ Fo)$$

unde :

E_S este eficiența sistemului întreținerii funcționale din punct de vedere al utilizării inspecțiilor ca procedeu pentru depistarea punctelor tehnic slabe și al stărilor de nesiguranță în exploatare ;

Fi — frecvența inspecțiilor. Se vor exprima în număr inspecții / lună (trim., an) ;

Fo — frecvența opririlor datorită defectărilor. Se vor exprima în număr opriri / lună (trim., an).

Această variabilă este dependentă de frecvența inspecțiilor $Fo(Fi)$;

f — relația funcțională dintre variabilele Fi și Fo, pe de o parte, și variabila dependentă E_S, de altă parte.

t_i — durata opririi utilajului pentru efectuarea inspecției tehnice. Se va exprima în ore-inspecție ;

t_a — durata opririlor utilajului datorită defectării, în vederea înlăturării avariei.

Se va exprima în ore—avarie.

În figura 7 este prezentat conceptul generalizat aferent optimizării numărului și duratei inspecțiilor.

Prin intermediul figurii 8 se pune în evidență că în perioada Tc — To pe măsură ce crește și apoi se optimizează numărul de activități de întreținere realizate pentru prevenirea avariei (μ) :

— crește timpul de funcționare (T_F) ;

— descrește timpul de avarie (T_A) ;

— scade numărul de avarii (λ),

fiecare atingînd maximum (T_F) sau minimum (T_A, λ) pe verticala AC, respectiv în momentul critic T_C. După aceea, cu toate măsurile de întreținere luate (crește μ) :

— cresc mărimile λ și T_A ;

— scade T_F.

Informațiile, în acest caz, sînt necesare în luarea deciziei privind înlocuirea utilajului uzat.

Din punct de vedere economic cheltuielile cu întreținerea (C_I) depind funcțional de :

— durata funcționării utilajului metalurgic în stare de siguranță (T_S) ;

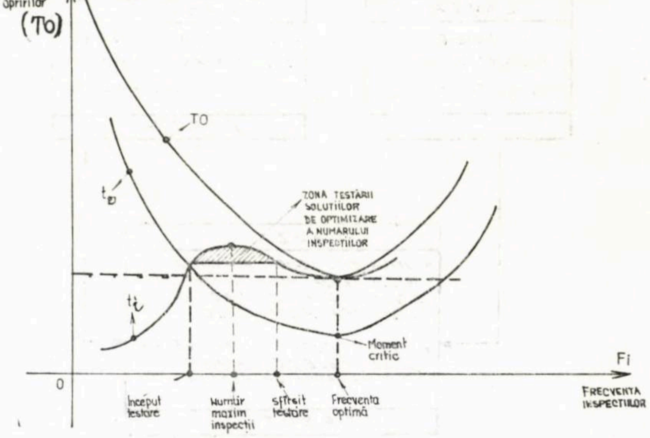


Fig. 7. Diagrama optimizării inspecțiilor tehnice

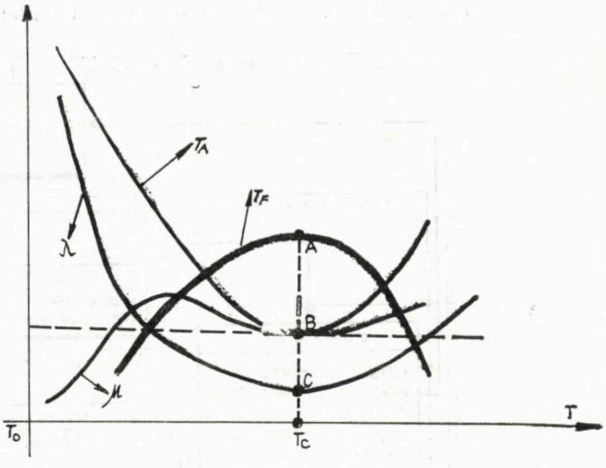


Fig. 8. Diagrama influențelor asupra timpului efectiv de funcționare

— momentul înlocuirii utilajului metalurgic uzat (M) ;

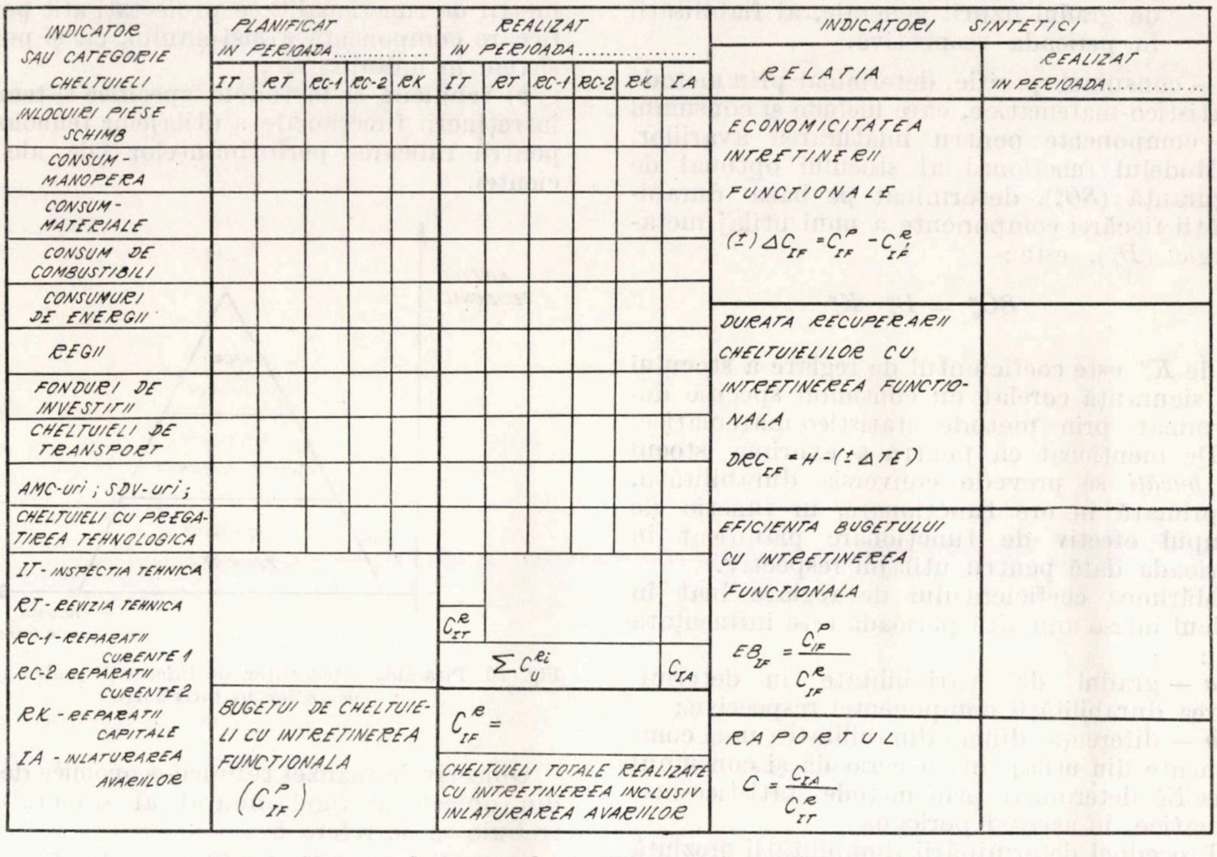
— evaluarea necesarului de fonduri pentru întreținerea utilajului metalurgic pe durata exploatării sale (Fe).

Relația funcțională se prezintă astfel :

$$C_i = f(T_S\ ;\ M\ ;\ Fe)$$

Noul sistem utilizează un sistem propriu de indicatori (fig. 9), pentru caracterizarea eficienței sale, departajați în două categorii :

a) *Pentru planificarea* cheltuielilor cu întreținerea (PC_i), reuniți în bugetul de cheltuieli la fiecare utilaj metalurgic $\left(B\frac{P}{U}\right)$ ce conține



INDICATOR SAU CATEGORIE CHELTUIELI	PLANIFICAT IN PERIOADA...............					REALIZAT IN PERIOADA...............					
	IT	RT	RC-1	RC-2	RK	IT	RT	RC-1	RC-2	RK	IA
INLOCUIRI PIESE SCHIMB											
CONSUM-MANOPERA											
CONSUM-MATERIALE											
CONSUM DE COMBUSTIBILI											
CONSUMURI DE ENERGII											
REGII											
FONDURI DE INVESTITII											
CHELTUIELI DE TRANSPORT											
AMC-uri ; SDV-uri ;											
CHELTUIELI CU PREGATIREA TEHNOLOGICA											

IT - INSPECTIA TEHNICA
RT - REVIZIA TEHNICA
RC-1 - REPARATII CURENTE 1
RC-2 REPARATII CURENTE 2
RK - REPARATII CAPITALE
IA - INLATURAREA AVARIILOR

C_{IT}^{R}

ΣC_{U}^{Ri}

C_{IA}

BUGETUL DE CHELTUIELI CU INTRETINEREA FUNCTIONALA (C_{IF}^{P})

$C_{IF}^{R} =$

CHELTUIELI TOTALE REALIZATE CU INTRETINEREA INCLUSIV INLATURAREA AVARIILOR

INDICATORI SINTETICI	
RELATIA	REALIZAT IN PERIOADA............
ECONOMICITATEA INTRETINERII FUNCTIONALE $(\pm)\Delta C_{IF} = C_{IF}^{P} - C_{IF}^{R}$	
DURATA RECUPERARII CHELTUIELILOR CU INTRETINEREA FUNCTIONALA $DRC_{IF} = H - (\pm \Delta TE)$	
EFICIENTA BUGETULUI CU INTRETINEREA FUNCTIONALA $EB_{IF} = \frac{C_{IF}^{P}}{C_{IF}^{R}}$	
RAPORTUL $C = \frac{C_{IA}}{C_{IT}^{R}}$	

Fig. 9. Sinteza indicatorilor de planificare a cheltuielilor cu întreţinerea

valoarea lor minimizată într-o anumită perioadă, adică $PC_i = \sum_{1}^{n} B_{U}^{P}$, unde n reprezintă numărul utilajelor pentru care s-au constituit bugete de cheltuieli cu întreţinerea. Bugetul trebuie să fie aprobat de factorii decizionali şi transmis executanţilor prin fişa de plan.

În fişa de plan se vor include cheltuielile privind:

— consumul pieselor de schimb ;
— manopera ;
— consumul de materiale ;
— consumul de combustibili ;
— consumul de energii ;
— acoperirea regiilor ;
— investiţiile ;
— transporturile tehnologice ;
— necesarul de S.D.V. şi A.M.C. speciale ;
— pregătirea tehnologică.

b) *Sintetici*, utilizaţi în determinarea eficienţei fondurilor destinate întreţinerii, ca de exemplu :

— *economicitatea întreţinerii funcţionale* caracterizată prin abaterea de la cheltuielile planificate. Economicitatea se realizează numai dacă este satisfăcută relaţia :

$$C_i^R \leqslant C_i^P$$

adică cheltuielile efectiv realizate nu depăşesc pe cele planificate ;

— *durata recuperării cheltuielilor cu întreţinerea funcţională* a utilajelor metalurgice care reprezintă perioada (ore, zile, luni etc.) în care fondurile cheltuite cu întreţinerea să fie recuperate prin realizarea suplimentară de produse, ca urmare a creşterii timpului efectiv de exploatare, în perioada dată, faţă de cel planificat.

De menţionat că în cazul cînd cheltuielile cu înlăturarea avariilor, într-o perioadă, la un utilaj metalurgic, depăşesc pe cele realizate cu inspecţia tehnică, trebuie trasă concluzia că această ultimă activitate se desfăşoară defectuos, adică nu se depistează toate punctele tehnic slabe.

În ceea ce priveşte asigurarea cu componente de schimb (mecanice, electrice, electronice etc.), noul sistem utilizează metoda *reglării stocului de siguranţă*, în funcţie de :

— durabilitatea fiecărei componente a utilajului metalurgic ;

Prin durabilitate se înţelege durata de funcţionare a unei componente din utilaj, pînă cînd survine uzura la limită sau starea de nesiguranţă în exploatare. Durabilitatea nu se determină odată pentru totdeauna, ci periodic, în funcție de gradul uzurii generale, al fiabilității în perioada respectivă.

— consumul specific, determinat prin metode statistico-matematice, care include și consumul de componente pentru înlăturarea avariilor. Modelul funcțional al stocului optimal de siguranță (SO_c^u), determinat pe baza durabilității fiecărei componente a unui utilaj metalurgic (D_c^u), este :

$$SO_c^u = D_c^u \cdot K_c^u$$

unde K_c^u este coeficientul de reglare a stocului de siguranță corelat cu consumul specific determinat prin metode statistico-matematice. De menționat că pentru a exprima stocul în *bucăți* se prevede conversia durabilității, exprimată în ore funcționare, în funcție de timpul efectiv de funcționare planificat în perioada dată pentru utilajul respectiv.

Mărimea coeficientului de reglare luat în calcul într-o anumită perioadă este influențată de :

a — gradul de variabilitate în determinarea durabilității componentei respective ;

b — diferența dintre durabilitatea unei componente din utilaj într-o perioadă și consumul specific determinat prin metode statistico-matematice, în aceeași perioadă

Procedeul determinării durabilității prezintă o deosebită eficiență pentru componentele de tip unicat, specifice unui utilaj sau grup restrîns de utilaje metalurgice denumite și vitale.

Pentru componentele de tip familie, de regulă standardizate, ca de exemplu organe de asamblare, rulmenți etc., se va utiliza procedeul determinării consumului specific la nivel de utilaj prin metode statistico-matematice.

De semnalat faptul că exactitatea determinărilor se asigură atunci cînd datele privind ,,istoricul'' consumurilor se referă la o perioadă de cel puțin 3—5 ani.

La baza stocului de siguranță va sta ,,normativul consumului pieselor de schimb pe utilaj în perioada. . .''

În altă ordine de idei, sistemul are în vedere faptul că :

— la nivelul de bază (secții, uzine), acolo unde se realizează efectiv lucrările de întreținere, volumul informațiilor tehnice este foarte mare (fig. 10) ;

— organele de sinteză la nivelurile ierarhice medii operează cu volume aproximativ egale de informații tehnice și economice ;

— cu cît nivelul de decizie se situează mai sus, cu atît volumul informațiilor economice este mai mare (fig. 9).

În acest context apare necesitatea analizelor tehnico-economice selective, care să cuprindă :

a) compararea rezultatelor obținute cu parametrii de funcționalitate proiectați atît pentru fiecare componentă a sistemului, cît și pentru sistem în unitatea sa ;

b) tehnicile și metodele specifice sistemului întreținerii funcționale a utilajelor tehnologice pentru ridicarea performanțelor sale, ale eficienței.

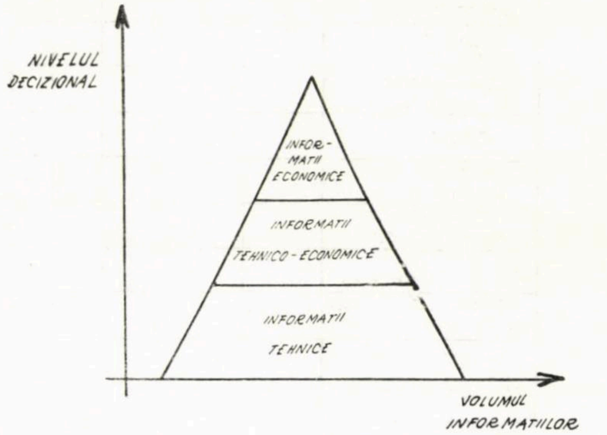


Fig. 10. Piramida categoriilor de informații pentru luarea deciziilor în întreținere

Obiectivele analizei tehnico-economice derivă din obiectivul fundamental al sistemului și trebuie să se refere la :

— optimizarea numărului și duratei opririlor fiecărui utilaj metalurgic ;

— reducerea stocurilor de piese de schimb, inclusiv determinarea stocului de siguranță ;

— minimizarea cheltuielilor cu întreținerea.

În figura 11 este prezentată o posibilă variantă a relațiilor funcționale ale colectivului de analiză tehnico-economică ce trebuie constituit din ingineri, economiști, matematicieni etc.

Competența profesională (Cp) pe care trebuie să o posede atît specialiștii, cît și decidenții este un complex de cerințe privitoare la :

— cunoașterea profesiunii și legislației (P) ;

— aptitudini concretizate în calități și capacități umane (Ap) ;

— atitudini sau manifestarea răspunderii pentru realizarea calitativă, la termenele necesare, cu costuri minime a sarcinilor profesionale (At).

Modelul matematic funcțional al competenței profesionale are următoarea formă :

$$Cp = f(P,\ Ap,\ At)$$

Ecuația deciziei (D) în cazul sistemului întreținerii funcționale poate avea următoarea formă :

$$D = f\,(Cp\ ;\ Ia\ ;\ R)$$

unde:

Ia reprezintă informațiile privitoare la analiza activităților tehnice și economice aferente întreținerii funcționale a utilajelor tehnologice;

R — restricțiile rezultate din analizele tehnice și economice.

Obiectivul activității profesionale a colectivului de analiză tehnico-economică îl reprezintă proiectarea variantelor pentru luarea hotărîrilor în domeniul întreținerii funcționale a utilajelor metalurgice.

Structura modelului întreținerii funcționale

Structural modelul întreținerii funcționale a utilajelor metalurgice se compune din:

— sistemul terotehnic al activităților;
— sistemul activităților economice.

Se bazează pe utilizarea prelucrării automate a datelor tehnice și economice, precum și mecanizată a documentației tehnice.

Sistemul activităților tehnice al cărui obiectiv principal constă în creșterea substanțială a timpului efectiv de funcționare a fiecărui utilaj metalurgic.

La rîndul său acest sistem se subdivide pe subsisteme astfel:

Subsistemul întreținere. Activitatea—cheie o reprezintă *întreținerea preventivă* (fig. 12).

Obiectivul întreținerii preventive constă în: *Descoperirea (detectarea) punctelor tehnic slabe, estimarea gradului stării de nesiguranță (de avarie) în funcționarea utilajului și stabilirea măsurilor tehnice și organizatorice pentru preîntîmpinarea avariilor.*

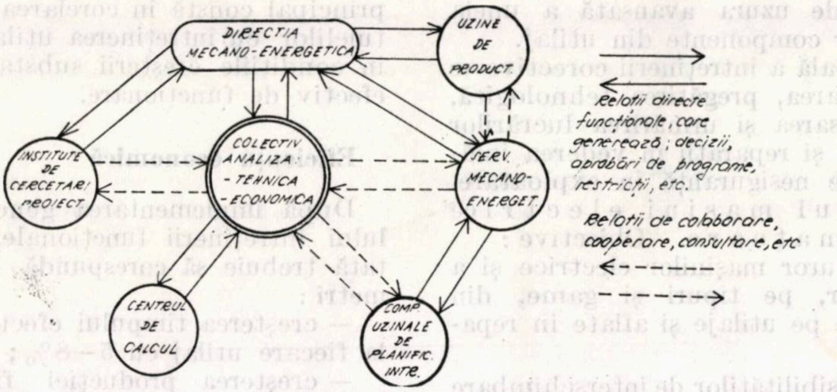

DIRECTIA MECANO-ENERGETICA
UZINE DE PRODUCT.
INSTITUTE DE CERCETARE/ PROIECT.
COLECTIV ANALIZA - TEHNICA - ECONOMICA
SERV. MECANO-ENERGET.
CENTRUL DE CALCUL
COMP. UZINALE DE PLANIFIC. INTR.
Relații directe funcționale, care generează; decizii, aprobări de programe, restricții, etc.
Relații de colaborare, cooperare, consultare, etc.

Fig. 11. Diagrama relațiilor colectivului de analiză tehnică și economică a întreținerii

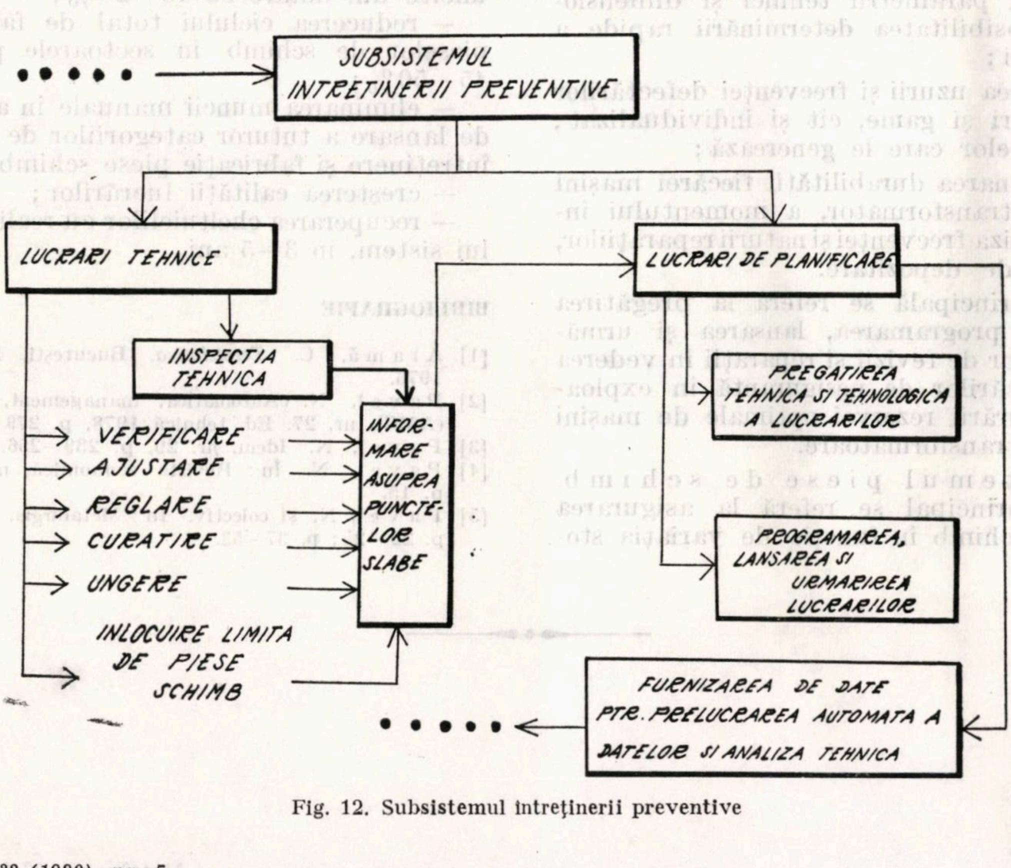

SUBSISTEMUL INTRETINERII PREVENTIVE
LUCRARI TEHNICE
INSPECTIA TEHNICA
VERIFICARE
AJUSTARE
REGLARE
CURATIRE
UNGERE
INLOCUIRE LIMITA DE PIESE SCHIMB
INFORMARE ASUPRA PUNCTELOR SLABE
LUCRARI DE PLANIFICARE
PREGATIREA TEHNICA SI TEHNOLOGICA A LUCRARILOR
PROGRAMAREA, LANSAREA SI URMARIREA LUCRARILOR
FURNIZAREA DE DATE PTR. PRELUCRAREA AUTOMATA A DATELOR SI ANALIZA TEHNICA

Fig. 12. Subsistemul întreținerii preventive

Funcţia principală a întreţinerii preventive constă în planificarea, pregătirea tehnologică, programarea, lansarea şi urmărirea inspecţiilor tehnice în vederea urmăririi evoluţiei uzurii (detectarea punctelor tehnic slabe), inclusiv pentru maşini electrice şi transformatoare.

Criteriile de eficienţă :

— pînă la 70% din necesarul lucrărilor de întreţinere să fie sesizate preventiv, făcînd posibilă realizarea întreţinerii planificate în perioada convenabilă pentru producţie şi reducerea numărului şi duratei întreruperilor ;

— volumul lucrărilor pentru înlăturarea avariilor să nu depăşească 15% din întreaga activitate de întreţinere.

Obiectivul *întreţinerii corective* constă în faptul că prin lucrări de revizii şi reparaţii planificate sau în regim de urgenţă (în caz de avarie) să se înlăture toate punctele slabe de ordin tehnic generate de uzura avansată a uneia sau a mai multor componente din utilaj.

Funcţia principală a întreţinerii corective se referă la planificarea, pregătirea tehnologică, programarea, lansarea şi urmărirea lucrărilor de revizii tehnice şi reparaţii în vederea înlăturării stărilor de nesiguranţă în exploatare.

Subsistemul maşini electrice şi transformatoare. Obiective :

— evidenţa tuturor maşinilor electrice şi a transformatoarelor, pe tipuri şi game, din depozite, montate pe utilaje şi aflate în reparaţii ;

— estimarea posibilităţilor de interschimbare (conform cu parametrii tehnici şi dimensionali), cu posibilitatea determinării rapide a înlocuitorului ;

— urmărirea uzurii şi frecvenţei defectărilor atît pe tipuri şi game, cît şi individualizat ; analiza cauzelor care le generează ;

— determinarea durabilităţii fiecărei maşini electrice şi transformator, a momentului înlocuirii ; analiza frecvenţei şi naturii reparaţiilor, a duratelor de depozitare.

Funcţia principală se referă la pregătirea tehnologică, programarea, lansarea şi urmărirea lucrărilor de revizii şi reparaţii în vederea înlăturării stărilor de nesiguranţă în exploatare şi asigurării rezervei optimale de maşini electrice şi transformatoare.

Subsistemul piese de schimb. Obiectivul principal se referă la asigurarea pieselor de schimb în funcţie de variaţia stocului optimal de siguranţă, determinat pe baza durabilităţii fiecărei componente a utilajului metalurgic şi / sau consumurile specifice.

Funcţia principală constă în planificarea, pregătirea tehnologică, programarea, cooperarea interuzinală, lansarea şi urmărirea fabricaţiei pieselor de schimb.

Subsistemul avarii. Obiectivul principal se formulează astfel :

dacă, totuşi, a avut loc avaria :

— să se remedieze într-o durată minimă ;

— cauzele şi consecinţele acesteia trebuie analizate pentru a se lua măsuri de prevenire.

Funcţia principală : prin lucrări de reparaţii executate în regim de urgenţă (avarie) să se înlăture punctele tehnic slabe şi să se repună utilajul în funcţiune în stare de siguranţă în exploatare.

Sistemul activităţilor economice. Obiectivul principal constă în corelarea optimală a cheltuielilor cu întreţinerea utilajelor metalurgice în condiţiile creşterii substanţiale a timpului efectiv de funcţionare.

Eficienţa economică

După implementarea generalizată a modelului întreţinerii funcţionale, eficienţa aşteptată trebuie să corespundă următorilor parametri :

— creşterea timpului efectiv de funcţionare la fiecare utilaj cu 5—8% ;

— creşterea producţiei fizice la maşinile unelte din dotare cu 15—25% ;

— reducerea ciclului total de fabricaţie a pieselor de schimb în sectoarele proprii cu 45—50% ;

— eliminarea muncii manuale în activitatea de lansare a tuturor categoriilor de lucrări de întreţinere şi fabricaţie piese schimb ;

— creşterea calităţii lucrărilor ;

— recuperarea cheltuielilor cu realizarea noului sistem, în 3—5 ani.

BIBLIOGRAFIE

[1] Aramă, C. *Terotehnica*. Bucureşti, Ed. tehnică, 1976.

[2] Pavel, N. Automatica, management, calculatoare (AMC), nr. 27. Ed. tehnică, 1978, p. 279—285.

[3] Pavel, N. Idem, nr. 29, p. 239—256.

[4] Pavel, N. În : Revista economică, nr. 40, 1979, p. 15.

[5] Pavel, N. şi colectiv. În : Metalurgia, nr. 1, 1980, p. 22—25 ; p. 37—53.

Prof. doc. ing. Fl. Oprea
Institutul politehnic — București

Considerații privind metalurgia metalelor neferoase și rare din R.S.R. (II)

CZ : 669.2.8(498)

Caracterizarea tehnologiilor de obținere a metalelor neferoase uzuale

Necesitățile din ce în ce mai mari de metale neferoase și rare și caracterul materiilor prime indigene au impus perfecționarea și adaptarea continuă a tehnologiilor de obținere a metalelor și aliajelor neferoase. Astfel, la Întreprinderea metalurgică din Copșa Mică, în cadrul procedeului I.S.P., s-a trecut la folosirea aerului preîncălzit la circa 1 000°C prin intermediul cauperelor, în care gazul de furnal epurat se arde împreună cu alt combustibil, în urma cărora intensitatea de topire a crescut cu circa 20—25%. La I.M.M.N.—Baia Mare, prin perfecționările aduse procedeului de topire în suspensie (pregătirea și omogenizarea șarjei, ridicarea temperaturii de preîncălzire a aerului etc.), capacitatea cuptorului de topire s-a ridicat cu circa 15%, iar în prezent prin trecerea la utilizarea aerului îmbogățit în oxigen se preconizează productivități mult mai mari.

La uzinele din Slatina s-au realizat peste 10 tipuri de fluxuri pentru elaborarea și modificarea aliajelor speciale de aluminiu și s-a verificat industrial posibilitatea stingerii automate a efectelor anodice. La uzinele Laromet și Neferal — București au fost asimilate bronzurile cu aluminiu de înaltă rezistență, utilizate în construcția autocamioanelor, bronzurile deformabile utilizate în producția motoarelor de 4 000 C.P. și s-a stabilit tehnologia de fabricație a aliajului Cunial (destinat turnării elicelor de vapoare) și a aliajului Cu — Ag, necesar execuției cristalizoarelor instalațiilor de turnare continuă a oțelurilor.

Prin urmare, dezvoltarea metalurgiei neferoase a fost influențată în mare măsură de caracterul materiilor prime ; necesarul de metale și aliaje neferoase fiind din ce în ce mai mare a impus valorificarea complexă a tuturor componenților valoroși.

Baza de materii prime în R.S.R., pentru producția principalelor metale neferoase grele — Pb — Cu — Zn — Au — Ag — este constituită din concentratele miniere ale acelorași metale, aceste concentrate fiind produsele finite ale sectorului minier neferos. Astfel, de exemplu minereurile de cupru sulfuroase sărace se vor valorifica tot mai mult, procesele tehnologice moderne permițînd (cu investiții mai mari) să valorifice minereuri cu conținut de cupru pînă sub 0,50%. Aceste minereuri conțin, ca mineral principal, calcopirita ($CuFeS_2$), de multe ori asociată cu calcozina (Cu_2S), cu minerale de plumb, fier și zinc și adesea cu aur și argint. Minereul este flotat, obținîndu-se concentrate sulfuroase care se prelucrează metalurgic.

Argintul prezent în aceste minereuri se găsește în stare nativă sau aliat cu alte metale (Au, Pt, Cu, Hg) și ca sulfuri : argentita (Ag_2S), brustita ($Ag_3As_2S_3$). În regiunea Baia Mare în minereuri polimetalice se găsesc Cu, Pb, Sb, Au etc. Aurul se găsește în astfel de minereuri în stare nativă și sub formă de combinații (cu pirită și calcopirită, mai rar cu blendă sau galenă). De asemenea aurul se găsește în minereurile polimetalice, precum și în combinații, ca selenuri și telururi. Din aluviuni aurul se separă prin spălare, iar din minereurile de aur nativ și cu argint, prin amalgamare (dizolvare în Hg) sau prin cianurare (dizolvare în cianuri) ; din minereurile polimetalice și cu combinații ale aurului, acest element se extrage prin procedee pirometalurgice, urmate de licuație, electroliză.

Legat de compoziția chimică a minereurilor de metale neferoase din țara noastră (minereuri complexe de sulfuri de plumb, cupru și zinc cu impurități uneori remarcabile de Sb, Bi, As) și de însușirile fizice și chimico-mineralogice ale acestora, calitatea concentratelor de metale neferoase ce se produc de către sectorul minier și se prelucrează curent în sectorul chimico-metalurgic este diferită de aceea care se prelucrează în alte părți. Dacă la această particularitate a concentratelor se adaugă marea cantitate de pirite aurifere, care trebuie prelucrate pentru extracția aurului (în amestec cu concentrate de plumb sau de cupru, pirite care generează mari cantități de zgură), se pot explica condițiile tehnologice particulare și nivelul diferit al randamentelor de extracție pentru Pb și Cu ce se realizează în R. S. România față de alte țări.

În scopul valorificării optime a fondului de metal din minereuri s-a ținut seamă ca la alegerea noilor tehnologii metalurgice de prelucrare să se creeze sectorului minier condiții de realizare a unor randamente de extracție superioară încă din faza de preparare a minereurilor, prin trecerea de la flotația selectivă la flotarea colectivă a unor minereuri (Rușchița, Baia de Arieș, Băița-Crăciunești-Muncelu). Din punct de vedere cantitativ, necesitatea realizării în țară a unei producții de metale neferoase grele în continuă creștere va fi posibil de realizat prin punerea în exploatare și prelucrarea unor noi zăcăminte complexe, cum este cazul zăcămîntului de la Leșul Ursului, cu particularități mineralogice ce-l situează între zăcămintele unice din lume , zăcămîntul de cupru de la Roșia-Poieni sau cel din Banat de la Moldova Nouă. Din această cauză, în ultimii ani ponderea concentratelor complexe obținute din minereurile de tip Leșul Ursului a fost din ce în ce mai mare. În tabelul 1 se arată creșterea relativă a ponderii producției de concentrate colective de plumb-zinc impurificate cu cupru și fier în cincinalul 1970—1975, față de suma producției de concentrate selective de plumb, de zinc și concentrate colective de Pb—Zn de tip superior (Pb + + Zn — 55%).

Tabelul 1

Creșterea ponderii concentratelor calitativ inferioare față de concentratele calitativ superioare în metalurgia Pb și Zn

Tipurile de concentrate	Anii			
	1970	1971	1973	1975
Suma concentratelor selective de Pb, de Zn și concentratele colective de Pb—Zn tip superior, %	100	100	100	100
Suma concentratelor de Pb—Zn impurificate cu Cu și Fe, % (concentrate complexe de tip inferior)	26,0	45,6	56,3	64,0

Definitivarea tehnologiei de prelucrare a unor asemenea concentrate trebuie să țină seamă de prezența simultană a celor trei elemente utile (Cu, Pb și Zn), care au comportări diferite în procesele fizico-chimice, și de prezența fierului în conținut foarte ridicat, impuritate deosebit de dăunătoare. Noua tehnologie trebuie să permită obținerea directă a zincului și plumbului ca metale de primă extracție și a unei mate cuproase. Încercările industriale, făcute pe instalația de topire I.S.P. de la Copșa Mică, au scos în evidență faptul că concentratul complex de tip inferior necesită condiții speciale în cuptorul I.S.P., deoarece există pericolul ca cuprul să nu fie colectat sub formă de mată și, în același timp, să se formeze cantități mari de zgură care diminuează foarte mult randamentele de extracție la toate cele trei metale.

Pînă în prezent pentru prelucrarea unor asemenea concentrate se avea în vedere topirea în cuptoare cu cuvă scurtă. Faptul că și această tehnologie prezintă inconvenientul obținerii Pb și Zn sub formă de oxizi, ceea ce impune alte trepte intermediare de prelucrare de la oxizi la metale, face necesară continuarea cercetărilor în țară, în vederea perfecționării unei tehnologii prin care să se asigure extracția celor trei metale (Cu, Pb, Zn) din concentratele complexe tip Leșul Ursului la niveluri superioare și cu costuri cît mai reduse posibil.

O altă sursă de lărgire a bazei de materii prime indigene pentru producția de zinc, plumb, cupru și a altor elemente o constituie cenușile de pirită, depozitate în haldele fabricilor de H_2SO_4 și cele din producția curentă a acestor fabrici. Numai prin prelucrarea a 500 000 t cenuși de pirită / an se vor putea obține circa 6 000 t metale neferoase și circa 450 000 t minereu de fier (sub formă de pelete) bun pentru siderurgie. La stabilirea tehnologiei optime de valorificare a acestor materiale a trebuit să se țină seamă de particularitățile fizice ale cenușilor de pirită românești : granulație foarte fină, conținut ridicat de arsen.

Cunoscînd că majoritatea metalelor valorificabile din cenușile de pirită sînt deficitare pentru economia națională și că importul lor pune probleme din punct de vedere valutar și al surselor de aprovizionare din străinătate, prelucrarea cenușilor de pirită s-a impus în mod deosebit. Noua uzină de la Turnu Măgurele asigură prelucrarea acestor materiale pe baza procedeului japonez Kow—Seiko, care constă în tratamentul cenușilor cu $CaCl_2$ și calcinarea lor în vederea volatilizării As și a metalelor neferoase sub formă de cloruri (ce sînt prelucrate ulterior pe cale hidrometalurgică), în timp ce reziduul se aglomerează pentru a putea fi folosit în siderurgie. În tabelul 2 sînt arătate compozițiile chimice ale cenușilor de pirită și minereului de fier sub formă de pelete ce se pot obține prin prelucrarea acestor materiale.

Tot în direcția creșterii bazei de materii prime a producției de plumb, zinc și cupru, se impune prelucrarea zgurelor din halde și a celor din producția curentă de la instalațiile de topire I.S.P., deoarece conțin importante cantități de metale utile, valorificabile. Stadiul actual al cercetărilor întreprinse în acest do-

Tabelul 2

Compozițiile chimice ale cenușilor de pirită și ale minereului de fier ce se pot obține prin prelucrarea lor

Materialul	Compoziția chimică medie, %						Rezistența mecanică, kg/peletă
	Fe	Cu	Pb	Zn	As	S	
Cenuși de pirită	55	0,8	1	1,8	0,3	2,1	
Minereu de fier (pelete) ce se obține din prelucrarea cenușilor	57	0,04	0,03	0,03	0,03	0,04	100—150

meniu pe linia flotării zgurelor și a topirii electrotermice sau prin procedeul Füming permite să se întrevadă posibilitatea începerii investițiilor în viitor.

Știind că aceste zgure se găsesc depozitate la suprafață, iar suma Zn + Pb (8–9%) este mai mare în comparație cu suma acelorași metale din minereuri, rezultă oportunitatea economică a prelucrării lor.

Metalul a cărui producție în R.S.R. a avut în perioada 1970–1980 ritmul cel mai înalt de creștere a fost aluminiul. Această dezvoltare a metalurgiei aluminiului în R.S. România presupune sarcini deosebite cu privire la asigurarea bazei de materii prime.

În prezent bauxita se prelucrează la uzina din Oradea și într-o modernă fabrică de capacitate mai mare la Tulcea, valorificînd transportul maritim și fluvial. Ambele lucrează după procedeul Bayer, pentru care sînt necesare bauxite cu max. 5–8% SiO_2 $\left(\text{deci } \eta_{SiO_2} > 10, \text{ unde}: \eta_{SiO_2} = \frac{Al_2O_3}{SiO_2}\right)$.

În ceea ce privește obținerea Al în R. S. România au existat numai două instalații neînsemnate în timpul ultimului război mondial, la Tîrnăveni și București. După asigurarea bazei energetice, s-a putut trece la construirea unei mari și moderne uzine de aluminiu la Slatina, care asigură extracția și prelucrarea Al în produse diversificate. Producția de aluminiu acoperă consumul intern și asigură anumite cantități pentru export.

Deoarece producția de aluminiu va fi puternică în viitor și țările posesoare de zăcăminte de bauxită (în primul rînd țări în curs de dezvoltare) tind să extragă ele alumina și să o transforme în aluminiu primar, se vor pune tot mai acut probleme legate de materia primă. În aceste condiții se va apela și la bauxita de calitate inferioară și la alte materiale mai sărace în Al_2O_3 decît bauxita: cenușile de termocentrale, șisturile bituminoase, nefelinele etc. Se impune deci ca cercetările pentru valorificarea materiilor prime proprii să fie continuate la uzina din Oradea, unde funcționează o instalație pentru definitivarea tehnologiilor de prelucrare a materiilor prime sărace cu conținut de alumină, în vederea stabilirii parametrilor de proiectare a unei noi instalații industriale de prelucrare a materialelor nebauxitice, la sfîrșitul actualului cincinal.

Extracția metalelor rare și disperse

Producția de metale rare în R.S.R. a cunoscut creșteri însemnate în ultimii ani, nivelul de recuperare a lor din subprodusele metalelor de bază fiind satisfăcător; principalele elemente care se produc la sfîrșitul cincinalului 1975–1980 sînt: Mn, Mo, Bi, Sb, Cd, In, Se, Te, V, Ge, Ga.

Cercetările efectuate la I.M.M.N. – Copșa Mică la nivel industrial permit, în continuare, o dublare a cantității de cadmiu tehnic produs, prin recuperarea sa din apele de spălare a gazelor condiționate și de la filtrul electric al secției de aglomerare din cadrul instalației I.S.P.

La I.M.M.N. – Baia Mare se află în fază industrială o tehnologie de prelucrare a prafurilor volatile rezultate la instalația de topire în suspensie a concentratelor de cupru, care va aduce, de asemenea, sporuri însemnate ale producției de cadmiu, indiu și seleniu.

Pentru diversificarea producției și pentru satisfacerea cerințelor din ce în ce mai mari ale celorlalte ramuri industriale în metale rare și aliaje speciale ale acestora, semiconductoare etc., materiale deficitare în prezent, s-au încheiat cercetările pe baza materiilor prime indigene, conturîndu-se pentru viitor organizarea unei producții importante de metale rare, ca germaniu, siliciu, indiu și aliajele Sn–Sb; In–Sn; In–Al–Ga etc. de puritate pentru semiconductori și, pentru perspectivă, o nouă întreprindere industrială de metale ultrapure, o nouă secție pentru producerea seleniului și telurului de înaltă puritate, o secție de valorificare complexă a metalelor rare disperse: In, Ge, Tl, Cd și pentru valorificarea Bi și Sb și o secție pentru obținerea litiului și a sărurilor de litiu.

BIBLIOGRAFIE

[1] Oprea, Fl. *Dezvoltarea metalurgiei metalelor neferoase pe plan mondial.* În: Metalurgia, nr. 7, 8, 9, 1977.

[2] *** *Planul național unic de dezvoltare al R.S.R.* România liberă, 9692–22.XII.1975.

[3] Oprea, Fl. *Procedee speciale în metalurgia metalelor neferoase.* București, Editura tehnică, 1977.

[4] *** *Programul directivă de cercetare științifică, dezvoltare tehnologică și introducerea progresului tehnic în perioada 1981–1990 și direcțiile principale pînă în anul 2000.* București, Editura politică, 1979.

[5] Oprea, Fl. *Dezvoltarea metalurgiei metalelor neferoase și rare în R.S.R. (I).* În: Metalurgia, nr. 4, 1980, p. 205–208.

* * *

Considerații practice de recondiționare a cilindrilor de laminor în unitățile metalurgice

CZ : 621.771.07.004.67

Unul din mijloacele imediate de ridicare a gradului de utilizare a unui cilindru de laminor practicate în prezent este operația de recondiționare.

În cele ce urmează se vor prezenta metodele, realizările și posibilitățile de recondiționare a cilindrilor de laminor în atelierele de profil sau în curs de amenajare la unitățile metalurgice.

Recondiționarea prin reforjare permite obținerea de noi cilindri de laminor din cilindrii care au fost exploatați pînă la diametrul minim și scoși din uz sau din cilindrii scoși din uz din cauza unor defecte de suprafață.

Metoda a fost aplicată, începînd cu anul 1978, la Întreprinderea metalurgică—Aiud și a permis valorificarea superioară a oțelului forjat, care în mod obișnuit era dat ca deșeu de fier vechi, și obținerea unor importante economii date de eliminarea elaborării oțelului, tratamentului termic și analizelor chimice. În funcție de necesități, metoda va continua să se aplice la I. M. Aiud și C. S. Galați.

Recondiționarea prin prelucrare mecanică constă în obținerea de cilindri noi din cilindrii scoși din uz, la dimensiuni care să nu necesite volum mare de prelucrare. Prin această metodă se face o valorificare bună a cilindrilor uzați, reducîndu-se ciclul de fabricație și costul cilindrului. Metoda a fost aplicată unor cilindri de la laminoarele C. S. Hunedoara, C. S. Reșița și întreprinderea „Oțelul roșu" și va continua să se aplice în atelierele de la I. M. Aiud și C. S. Galați.

Recondiționarea prin încărcare cu sudură este metoda cea mai uzuală de mărire a duratei exploatării unui cilindru de laminor, și prezintă posibilități de îmbunătățire continuă, fapt ce presupune o colaborare permanentă între tehnolog și cercetător.

Metoda se utilizează cu rezultate bune la cilindrii calibrați (oțel turnat și forjat) pentru laminoarele de profile și tablă, care au în compoziția chimică carbonul pînă la 0,7 %, și cu rezultate mai slabe la cei cu carbonul cuprins între 0,7 și 0,9 %.

În cazul laminoarelor respective, acoperirea suprafeței de lucru (calibre) a cilindrilor prin încărcarea cu sudură rezolvă caracteristica de bază a unui cilindru, adică obținerea unui miez tenace, rezistent la încovoiere și torsiune, și o suprafață de lucru rezistentă la uzare.

Recondiționarea prin încărcare cu sudură constă în depunerea unui metal dur sau rezistent la uzare, de regulă apropiat de compoziția chimică a oțelului din care este confecționat cilindrul, pe suprafețele de uzură (lucru) ale cilindrilor.

Tehnologia de recondiționare prin încărcare cu sudură este distinctă în funcție de tipul cilindrului, uzura și scopul propus prin recondiționare, și constă în principal din următoarele operații :

— strunjirea cilindrului uzat, la un profil corespunzător, pentru a putea fi încărcat cu sudură, pînă la înlăturarea oricăror fisuri de pe suprafața ce urmează a fi încărcată, de regulă aducerea cilindrului uzat de la diametrul minim la diametrul nominal ; controlul defectoscopic nedistructiv al suprafeței strunjite, în vederea depistării eventualelor fisuri care nu pot fi observate cu ochiul liber, pentru care se recomandă o instalație stabilă sau portabilă cu ultrasunete sau pulberi magnetice ;

— încălzirea cilindrului pînă la temperatura optimă de încărcare cu sudură circa 350°C, cu o viteză de 20—25°C/h ;

— încărcarea cu sudură pe o mașină specială, care trebuie să asigure rotirea cilindrului și eventual înclinarea acestuia în timpul încărcării pentru acoperirea cu sudură a flancurilor ;

— tratamentul termic în vederea detensionării și a reducerii durității și pentru omogenizarea structurii straturilor depuse, în care sens cilindrul se încălzește pînă la temperatura de circa 550°C, după care se face o răcire dirijată, foarte înceată, circa 10°C/h, obținîndu-se durități de ordinul 280—380 *HB*.

Pentru edificare se va prezenta în continuare o metodă de recondiționare a cilindrilor de laminor, practicată în unitățile metalurgice. Metoda se aplică în vederea recondiționării de calibre, modificării de calibre și transformării de cilindri mari în mici, în care scop se sudează cordoanele și paletele de antrenare, sau în scopul aducerii la diametrul nominal a cilindrilor uzați sub diametrul nominal.

Încărcarea prin sudură se realizează cu ajutorul unei *instalații de sudare semiautomate*

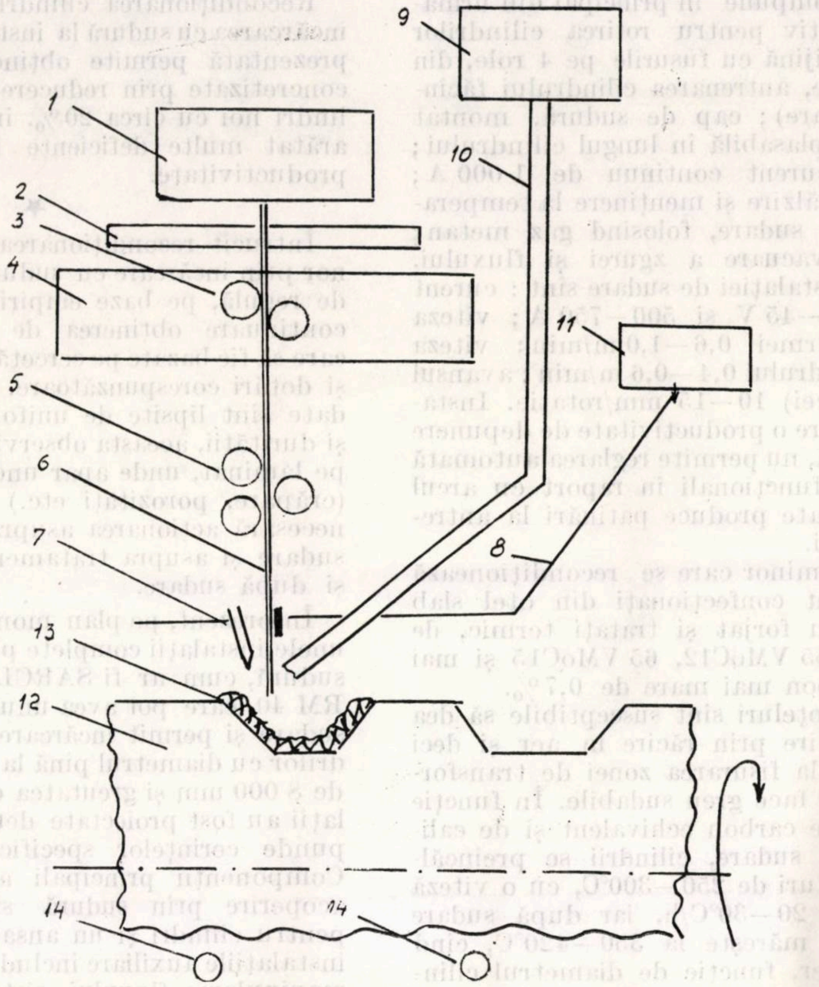


Fig. 1. Schema instalaţiei semiautomate de încărcare prin sudare a unui cilindru de laminor:

1 – turbină de aer comprimat (sau motor electric); *2* – reductor; *3* – role antrenare; *4* – cutie de susţinere; *5* – role de îndreptare sîrmă; *6* – sîrmă pentru sudare; *7* – cleşte sudură; *8* – legătură electrică; *9* – buncăr pentru fluxul de sudură; *10* – conductă; *11* – redresor pentru sudare; *12* – cilindru supus recondiţionării; *13* – strat obţinut prin încărcare cu sudură; *14* – arzător cu gaz metan

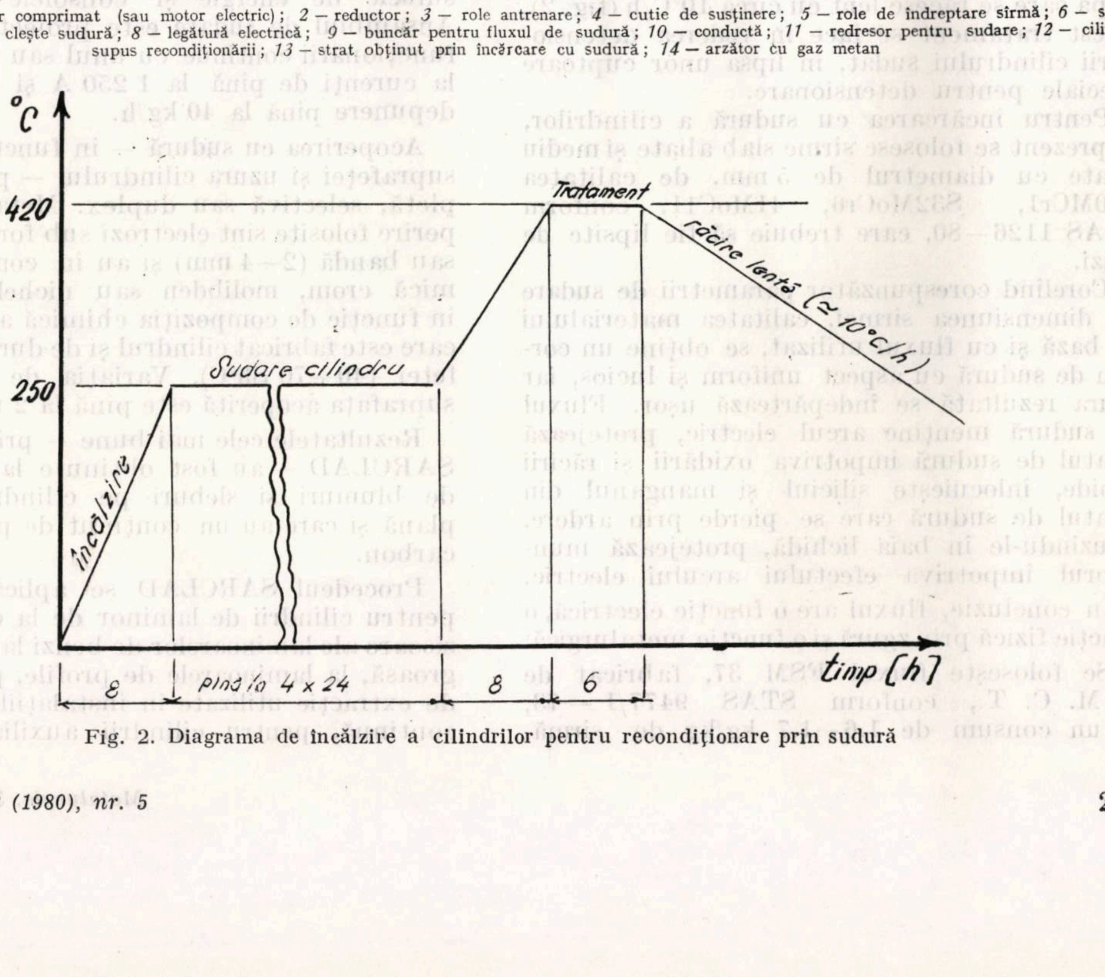


Fig. 2. Diagrama de încălzire a cilindrilor pentru recondiţionare prin sudură

fig. 1), care se compune în principal din următoarele: dispozitiv pentru rotirea cilindrilor (cilindrul se sprijină cu fusurile pe 4 role, din care 2 antrenate, antrenarea cilindrului făcîndu-se prin frecare); cap de sudură, montat pe o consolă deplasabilă în lungul cilindrului; generator de curent continuu de 1 000 A; instalaţie de încălzire şi menţinere la temperatura optimă de sudare, folosind gaz metan; instalaţie de evacuare a zgurei şi fluxului. Parametrii instalaţiei de sudare sînt: curent continuu la 30—45 V şi 500—750 A; viteza de avans al sîrmei 0,6—1,0 m/min; viteza periferică a cilindrului 0,4—0,6 m/min; avansul axial (pasul elicei) 10—15 mm/rotaţie. Instalaţia de sudare are o productivitate de depunere a sîrmei modestă, nu permite reglarea automată a parametrilor funcţionali în raport cu arcul de sudare şi poate produce patinări la antrenarea cilindrului.

Cilindrii de laminor care se recondiţionează prin sudură sînt confecţionaţi din oţel slab aliat turnat sau forjat şi trataţi termic, de regulă mărcile 55 VMoC12, 65 VMoC15 şi mai rar cele cu carbon mai mare de 0,7%.

Toate aceste oţeluri sînt susceptibile să dea structuri de călire prin răcire în aer şi deci foarte sensibile la fisurarea zonei de transformare, fapt ce le face greu sudabile. În funcţie de conţinutul de carbon echivalent şi de calitatea sîrmei de sudare, cilindrii se preîncălzesc la temperaturi de 250—300°C, cu o viteză de încălzire de 20—30°C/h, iar după sudare temperatura se măreşte la 350—420°C, cînd se face un palier, funcţie de diametrul cilindrului, în medie 1 h pentru 100 mm diametru, după care se răcesc lent cu circa 10°C/h (fig. 2). Acest tratament se face în vederea detensionării cilindrului sudat, în lipsa unor cuptoare speciale pentru detensionare.

Pentru încărcarea cu sudură a cilindrilor, în prezent se folosesc sîrme slab aliate şi mediu aliate cu diametrul de 5 mm, de calitatea S50MCr1, S32MoCr6, 41MoC11, conform STAS 1126—80, care trebuie să fie lipsite de oxizi.

Corelînd corespunzător parametrii de sudare cu dimensiunea sîrmei, calitatea materialului de bază şi cu fluxul utilizat, se obţine un cordon de sudură cu aspect uniform şi lucios, iar zgura rezultată se îndepărtează uşor. Fluxul de sudură menţine arcul electric, protejează stratul de sudură împotriva oxidării şi răcirii rapide, înlocuieşte siliciul şi manganul din stratul de sudură care se pierde prin ardere, difuzîndu-le în baia lichidă, protejează muncitorul împotriva efectului arcului electric.

În concluzie, fluxul are o funcţie electrică, o funcţie fizică prin zgură şi o funcţie metalurgică.

Se foloseşte fluxul FSM 37, fabricat de C. M. C. T., conform STAS 9477/I — 73, la un consum de 1,6—1,7 kg/kg de sîrmă.

Recondiţionarea cilindrilor de laminor prin încărcarea cu sudură la instalaţia semiautomată prezentată permite obţinerea unor economii concretizate prin reducerea consumului de cilindri noi cu circa 20%, însă are aşa cum s-a arătat multe deficienţe în special legate de productivitate.

*

Întrucît recondiţionarea cilindrilor de laminor prin încărcare cu sudură se face în prezent, de regulă, pe baze empirice, este necesară în continuare obţinerea de elemente ştiinţifice care să fie bazate pe cercetări sau know-how-uri şi dotări corespunzătoare. Astfel, metalele sudate sînt lipsite de uniformitatea compoziţiei şi durităţii, aceasta observîndu-se în exploatare pe laminat, unde apar unele defecte de sudare (crăpare, porozităţi etc.) şi pentru care este necesară acţionarea asupra echipamentului de sudare şi asupra tratamentului termic înainte şi după sudare.

În prezent, pe plan mondial [1] s-au realizat unele instalaţii complete pentru încărcarea prin sudură, cum ar fi SARCLAD RM 5, RM 15 şi RM 40, care pot avea unul sau două capete de sudare şi permit încărcarea cu sudură a cilindrilor cu diametrul pînă la 1 500 mm, lungimea de 8 000 mm şi greutatea de 40 t. Aceste instalaţii au fost proiectate detaliat pentru a corespunde cerinţelor specifice ale beneficiarilor. Componenţii principali ai unei instalaţii de acoperire prin sudură sînt un manipulator pentru cilindri şi un ansamblu de sudare, iar instalaţiile auxiliare includ încălzirea cilindrilor, manipularea fluxului, sistemele de recuperare, sursele de energie şi consolele de control. Ansamblul de sudare este proiectat în scopul funcţionării continue cu unul sau doi electrozi, la curenţi de pînă la 1 250 A şi cu viteze de depunere pînă la 40 kg/h.

Acoperirea cu sudură — în funcţie de starea suprafeţei şi uzura cilindrului — poate fi completă, selectivă sau duplex. Metalele de acoperire folosite sînt electrozi sub formă de sîrmă sau bandă (2—4 mm) şi au în compoziţia chimică crom, molibden sau nichel şi se aleg în funcţie de compoziţia chimică a oţelului din care este fabricat cilindrul şi de duritatea suprafeţei (40—70 Sh°C). Variaţia de duritate pe suprafaţa acoperită este pînă la 2 unităţi Sh°C.

Rezultatele cele mai bune — prin depunerile SARCLAD — au fost obţinute la laminoarele de blumuri şi sleburi pe cilindri cu tăblia plană şi care au un conţinut de pînă la 0,8% carbon.

Procedeul SARCLAD se aplică în general pentru cilindrii de laminor de la cajele degrosisoare ale laminoarelor de benzi la cald şi tablă groasă, la laminoarele de profile, pentru rolele de extracţie utilizate în instalaţiile de turnare continuă, pentru cilindrii auxiliari şi rolele utilizate în laminoare, pentru rolele de alimentare şi rolele de la maşinile de îndreptat.

În prezent procedeul nu poate fi aplicat la cilindrii pentru cajele finisoare ale laminoarelor la cald şi cilindrii pentru laminoarele de benzi la rece, unde se cer durităţi pe suprafaţa cilindrului mai mari de 70 Sh°C, întrucît sînt greu de găsit metale de încărcare adecvate.

Pentru extinderea şi îmbunătăţirea recondiţionării cilindrilor de laminor sînt necesare dotări suplimentare şi experimentări documentate.

De asemenea, trebuie proiectate şi dotate atelierele de recondiţionare a cilindrilor prin sudură cu cuptoare adecvate pentru tratamentul termic, aparate pentru controlul temperaturii în gama temperaturilor joase 150—550°C, aparate de control ultrasonic şi maşini-unelte corespunzătoare, preferabil cu o instalaţie de încălzire cu plasmă în vederea măririi vitezei de aşchiere.

Lucrările de sudare a cilindrilor, organizarea şi stabilirea unui proces tehnologic optim din punct de vedere tehnic şi al consumurilor energetice necesită cunoştinţe superioare de metalurgie fizică, tratamente termice, metalurgia sudării, cunoaşterea şi proiectarea instalaţiilor de sudare, care se pot realiza numai de specialiştii preocupaţi de studierea acestor probleme.

Avînd în vedere sarcinile economice ce revin industriei metalurgice în etapa actuală şi în perspectivă, ca reducerea consumului de metal şi energie, obţinerea de produse metalurgice competitive pe plan mondial, se impune ca metalurgiştii să adopte şi să materializeze, în funcţie de caz, şi una din metodele de recondiţionare a cilindrilor de laminor, prezentate mai sus.

BIBLIOGRAFIE

[1] Keith şi Gale *Încărcarea prin sudură a cilindrilor de laminor*. În : Steel Times, Anglia, nr. 4, 1978.

Ing. N. Vachniuc
Ministerul Industriei Metalurgice

DOCUMENTARE

Tendinţele procedeului LD

Capacitatea totală mondială a procedeului LD a crescut în ultimii doi ani cu 11%, fiind în prezent de 519 Mt/an. Cifra va creşte probabil în continuare la 545 Mt/an în 1980, deşi nu vor apărea multe capacităţi noi în principalele ţări producătoare de oţel. Capacitatea LD din Statele Unite a scăzut de la 81 la 80 Mt/an, iar capacitatea din R.F.G. va creşte pînă în 1982 doar la 50,41 Mt de la cifra actuală de 47,05 Mt. În Japonia, ţară cu cea mai mare capacitate LD instalată (123,7 Mt), creşterea va fi de numai 2% (126,3 Mt) pînă în 1981.

Se aşteaptă totuşi o creştere pronunţată în ţările în curs de dezvoltare. De exemplu, capacitatea din Algeria, de 0,45 Mt, va creşte la 2,0 Mt pînă în 1981, cea din Mexic, de la 15 la 11 Mt pînă la sfîrşitul deceniului 9, iar cea a Turciei, de la 2,9 la 6,3 Mt în anul 1980.

Creşterile cele mai mari, în volum dacă nu în procente, sînt aşteptate în ţările din estul Europei : U.R.S.S. va spori capacitatea de la 65,63 la 104,36 Mt, în viitorii doi ani, capacitatea Poloniei va creşte de la 8 la 12 Mt ; capacitatea Cehoslovaciei va creşte de la 3,3 la 7 Mt, pînă în anul 1982, majoritatea acestei creşteri provenind de la uzina din Trinec.

Noua capacitate mondială totală, prevăzută să intre în funcţiune în primii ani ai deceniului nouă, este de 134,167 Mt.

Încetinirea ritmului de creştere a capacităţii LD în ţările cu siderurgie dezvoltată se atribuie ,,performanţelor nesemnificative din domeniul oţelului în cadrul economiei mondiale în stagnare”, utilizării crescute a procedeelor de insuflare prin fund, elaborării electrice a oţelului, utilizării reducerii directe acolo unde există o cantitate suficientă de minereu de fier şi gaz natural.

(În : *Ironmaking and Steelmaking, Anglia, nr. 6, 1979, p. 15*)

Utilizarea procedeului LD—OB la Nippon Steel

Nippon Steel Corp. (Japonia) a dezvoltat un nou procedeu care permite insuflarea oxigenului într-un convertizor LD atît de sus, printr-o lance, cît şi prin partea de jos. Acest procedeu are avantaje remarcabile şi se poate aplica uşor la convertizoarele existente. Procedeul LD—OB se va utiliza în uzinele Yawata, începînd cu anul 1980. Principalele avantaje ale procedeului sînt :

— scoaterea mărită de oţel ;
— consumul redus de feroaliaje ;
— conţinutul redus de impurităţi în oţel, ca oxigen şi azot.

(În : *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 25/26 dec., 1979, p. 1511*)

Nou tip de tablă pentru industria automobilelor la societatea Kawasaki

Societatea Kawasaki Steel a pus la punct un nou tip de tablă laminată la rece pentru industria automobilelor, care va reduce substanţial greutatea pieselor componente, contribuind la sporirea eficienţei combustibilului pentru vehicule.

Noul tip, numit CHLY, este fabricat dintr-un oţel laminat la rece cu rezistenţă mare la tracţiune şi cu limita de curgere mică.

Dimensiunile noii table sînt următoarele : 1,2 mm grosime şi 1,300 mm lăţime, fiind livrat în şapte mărci cu diferite rezistenţe la tracţiune. Reducerea greutăţii potenţiale depinde de locul în care este folosit de preferinţă oţelul, cum ar fi portiere, capete, capace şi bare de protecţie. Dacă tabla CHLY ar înlocui oţelul moale convenţional pentru panouri exterioare, reducerea în greutate ar fi de circa 6%. În ciuda rezistenţei ridicate a noului produs, trebuie reţinută proprietatea de a fi format cu uşurinţă. În plus, dacă este încălzit în cuptor la circa 170°C (după vopsire), dobîndeşte duritate şi rezistenţă la deteriorare.

Societatea Kawasaki anunţă că circa 500 t din noul produs sînt livrate în mod obişnuit principalilor fabricanţi japonezi de autoturisme, liniilor de asamblare şi că, în vederea obţinerii unei producţii mai mari, societatea construieşte în prezent cuptorul nr. 2 de recoacere continuă la uzina sa de la Chiba, ceea ce va contribui cu 30 mii t/lună la sporirea capacităţii curente.

(În : *Metal Bulletin, Anglia, nr. 6404, 1979, p. 35*)

Consideraţii privind intensificarea topirii pentru mată în pirometalurgia cuprului

CZ : 669.053.2 : 669.3

Topirea pentru mată cu aer îmbogăţit în oxigen. În Finlanda la uzinele Haryavalta, problema îmbogăţirii aerului tehnologic cu oxigen a fost rezolvată încă din anii 1971—1972.

Cauza introducerii aerului îmbogăţit în oxigen s-a datorat capacităţii insuficiente de topire a cuptorului.

Oxigenul se introduce direct în conducta de aer tehnologic înaintea schimbătorului de căldură unde se preîncălzesc aerul şi oxigenul la 200°C ; în felul acesta se favorizează şi amestecarea gazelor.

Cantitatea de oxigen calculată pe baza analizelor de concentrate introduse în şarjă şi pe baza conţinutului de cupru dinainte stabilit al matei este fixată pe aparatul de control, care menţine automat cantitatea de oxigen (oxigen conţinut în aer şi oxigen introdus) la valoarea preconizată.

Temperatura din turnul de reacţie este reglată prin schimbarea raportului oxigen-aer pe aparatul de control.

Surplusul de căldură necesară în turnul de reacţie (pentru compensarea pierderilor) a fost furnizat la început prin arderea păcurii, dar lucrînd cu aer îmbogăţit în oxigen cu 27—35 $\%O_2$ (procentaj în funcţie de analizele concentratului şi de cantitatea şi calitatea matei) este posibilă o topire autogenă. Este nevoie însă de combustibil în vatra cuptorului pentru compensarea pierderilor de căldură din această zonă.

Parametrul de bază pentru cuptor (cazanul de recuperare a căldurii şi filtrul electrostatic) fiind debitul de gaz, folosirea oxigenului a ridicat capacitatea de topire a cuptorului prin însăşi reducerea volumului de gaze evacuate.

La Haryavalta capacitatea cuptorului de topire în suspensie a crescut de la circa 500 la circa 800 t/zi şarjă prelucrată, iar conţinutul de SO_2 al gazelor evacuate a crescut de la 10—11 la 17—18%. Conţinutul ridicat de SO_2 al gazelor evacuate a condus la o manipulare mai uşoară a gazului la instalaţia de acid sulfuric, mai ales în ceea ce priveşte purificarea gazului.

Sulful poate fi recuperat, exceptînd varianta acidului sulfuric, şi sub formă de bioxid de sulf lichid sau sulf elementar.

Îmbogăţirea aerului tehnologic în oxigen a făcut posibilă reducerea temperaturii aerului tehnologic de la 500 la 200°C, cu eliminarea combustibilului din turnul de reacţie, fără a conduce la vreun fenomen negativ în ceea ce priveşte procesul de topire.

La funcţionări normale la topirea în suspensie se obţin mate cu 65% Cu. Testele făcute la scară industrială au arătat că se pot obţine şi mate cuproase cu conţinuturi în jur de 80% Cu, fără creşterea considerabilă a conţinutului de cupru în zgură, prin crearea unei atmosfere uşor reducătoare la partea inferioară a turnului de reacţie. Fără asigurarea acestei atmosfere, obţinerea matelor cu conţinuturi ridicate de cupru este împiedicată de creşterea concomitentă şi a conţinutului de magnetită, care produce greutăţi serioase la decantarea produselor topirii pe vatra cuptorului.

La topitoria de la Saganoski — Japonia — aparţinînd Companiei de mine japoneze — a fost pus în funcţiune un cuptor de topire în suspensie a concentratelor cuproase în anul 1970.

De la începutul funcţionării instalaţiei s-a adăugat oxigen aerului de combustie la arzătoarele de păcură din vatră, ajungîndu-se la o concentraţie de 25% O_2 în aer, iar aerul tehnologic a fost îmbogăţit pînă la 23% oxigen.

Instalaţiile de la Saganoski sînt caracterizate, pe lîngă folosirea aerului îmbogăţit în oxigen, şi prin folosirea aerului preîncălzit la temperaturi înalte, de 800—1 110°C.

Eficienţa folosirii aerului îmbogăţit în oxigen şi preîncălzit la temperaturi ridicate este prezentată în figurile 1 şi 2.

Figura 1 prezintă relaţia dintre temperatura aerului insuflat, concentraţia oxigenului în aer şi cantitatea de gaze evacuate.

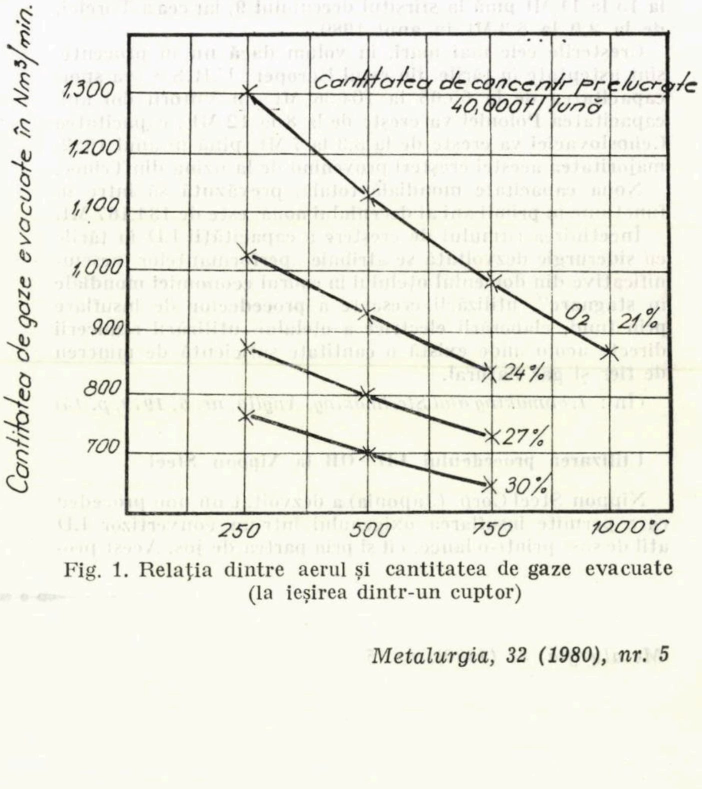


Fig. 1. Relaţia dintre aerul şi cantitatea de gaze evacuate (la ieşirea dintr-un cuptor)

Se poate observa că, odată cu creşterea temperaturii aerului tehnologic, va scădea cantitatea de gaze evacuate şi că aerul îmbogăţit în oxigen va conduce în mare măsură la scăderea debitului gazelor arse din cauza micşorării conţinutului de azot al gazelor.

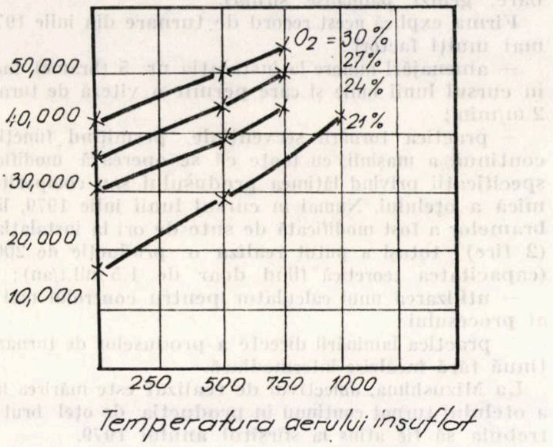


Fig. 2. Relaţia dintre aerul insuflat şi cantitatea de concentrate prelucrate

Figura 2 prezintă relaţia dintre aerul insuflat şi cantitatea de concentrate prelucrate, în condiţii diferite de suflare cu aer, în timp ce debitul gazelor evacuate din cuptor a fost fixat la 54 000 Nm^3/h. Aceasta arată că în cazul în care s-a fixat capacitatea de tratare a gazelor evacuate, dîndu-se valori pentru cazan şi fabrica de acid sulfuric, creşterea temperaturii aerului insuflat îmbogăţit în oxigen va conduce, în mare măsură, la creşterea cantităţii de concentrate prelucrate.

Se poate afirma deci, că folosirea oxigenului scade cantitatea de gaze evacuate şi ca atare conduce la mărirea capacităţii de topire a instalaţiei în condiţiile unor capacităţi date ale cazanului şi filtrului electrostatic.

În domeniul folosirii oxigenului o experienţă importantă are uzina Coopper—Cliff din Canada, care aplică procedeul INCo pentru prelucrarea concentratelor cupro-nichelifere.

Acest procedeu utilizează oxigen tehnic ca agent de reacţie şi este un proces autogen, cantitatea de căldură necesară desfăşurării procesului fiind asigurată de căldura de reacţie. Încărcătura pulverulentă, după uscare prealabilă, este injectată în cuptor împreună cu oxigenul, prin două arzătoare speciale, plasate orizontal în vatra cuptorului. Temperatura procesului este condiţionată de raportul dintre cantitatea de oxigen şi cantitatea de sulfuri prezente în încărcătură. Gazele rezultate în urma procesului, cu un conţinut ridicat de SO_2 (75—80 %), sînt evacuate din cuptor printr-un turn de evacuare plasat la mijlocul cuptorului, şi după desprăfuire sînt utilizate la fabricarea bioxidului de sulf lichid. Productivitatea cuptorului este foarte ridicată : 11—12 t şarjă/m², suprafaţă de vatră pe zi.

Tabelul 1

Tabel comparativ între procesul Outokumpu şi INCo

	Outokumpu (cuptor tip)	INCo
Productivitate (t şarjă/m², zi)	8,7	11,6
Pierdere de praf în gaze (% faţă de şarjă)	5—10	2
Volum de gaze (Nm^3/t şarjă)	1 100	175
Conţinut de cupru în zgură (%)	1,5	0,70
Auxiliare	aer preîncălzit	O_2 tehnic ($95\ \%\ O_2$)
Necesar de combustibil pe tonă de şarjă (kg)	55 (păcură)	8
Necesar de oxigen (kg/t şarjă)	—	200($95\ \%\ O_2$)
Energie electrică necesară pentru tratarea zgurei (kWh/t şarjă)	40	—

Outokumpu	INCo
Păcură 55 kg cu 4,15 lei/kg = 228,25 lei	O_2 200 kg × 0,4 kWh/kgO_2 = = 80 kWh cost 1 kWh = = 0,30 lei/kWh 80 × 0,30 = 24,0 lei păcură 8 × 4,15 = 33,20
Total : 228,25 lei	Total : 57,20 lei

Deşi acest proces se rezumă la o singură instalaţie din lume, totuşi prezintă o serie de avantaje faţă de procesul de topire în suspensie clasic, ceea ce rezultă şi din tabelul 1.

Avantajele realizate utilizînd aer îmbogăţit în oxigen la topirea pentru mată. Îmbogăţirea cu oxigen a aerului tehnologic simultan cu ridicarea temperaturii de preîncălzire a aerului au ca efect scăderea rapidă a debitului de gaze evacuate şi în acelaşi timp asigură o capacitate de prelucrare mai mare, dar punctul autogen nu poate fi depăşit fără supraîncălzirea turnului de reacţie.

În această situaţie, creşterea capacităţii instalaţiilor utilizînd aer îmbogăţit în oxigen este posibilă numai cu scăderea temperaturii aerului tehnologic.

BIBLIOGRAFIE

[1] Oprea, Fl. *Procedee speciale în metalurgia metalelor neferoase.* Bucureşti, Editura tehnică, 1975.
[2] *** *Topirea continuă a cuprului în piloţii din Noranda.* În : Engineering and Mining Journal, nr. 5, 1968.
[3] *** *Obţinerea metalelor în proces continuu ; procedeul Worcra.* În : Engineering and Mining Journal, 168, nr. 6, 1967.
[4] Clint, L. Milliken *Topirea directă în convertizor, cu folosirea O_2 la Uzina Utah, a concernului Kennecott Coper.* În : Journal of Metals, nr. 8, 1970.

Ing. Al. Tenteş
Centrala de minereuri şi metalurgie neferoasă — Baia Mare

Reducerea consumului de energie la Sumitomo Metals

Conform Sumitomo Metals News, consumul de energie la tona de oţel solid a scăzut de la 5,27 Gcal în 1973 la 4,65 Gcal în 1978. Această reducere a fost obţinută în special la :

— aglomerare, prin recuperarea gazelor calde de la răcirea aglomeratului pentru producţia de abur ;

— recuperarea presiunii excedentare a gazului de furnal pentru producerea de electricitate ;

— oţelării, prin recuperarea gazului de convertizor LD ;

— laminoare, prin laminarea directă a bramelor de la slebing la laminorul continuu.

(În : *Revue de Métallurgie, Franţa, nr. 10, 1979, p. 699*)

Noi produse japoneze puse la punct

Societăţile japoneze au accelerat activitatea de punere la punct a noilor produse din oţel ca o modalitate de sporire a competitivităţii lor.

Societatea Nippon Metal Industry, de exemplu, anunţă că a realizat cu succes punerea la punct a unui nou tip de oţel inoxidabil, ce urmează să fie brevetat, oţel care necesită 1% mai puţin molibden, avînd proprietăţi mai puternice de rezistenţă la coroziune.

Noul tip, numit M1, poate înlocui parţial oţelul SUS 316, avînd un preţ mai redus, ca urmare a conţinutului redus de molibden. Noul tip de oţel este deosebit de bun pentru utilizări submarine şi subterane şi, în plus, prezintă o rezistenţă mai mare la coroziune, ceea ce duce la utilizarea sa de preferinţă în industria chimică. Oţelul M1 va exista sub formă de tablă, benzi şi rulouri, ţevi şi piese forjate. Noul produs reprezintă răspunsul industriei siderurgice japoneze la costul crescînd al molibdenului şi la dificultăţile de obţinere a materiei prime.

Societatea Nippon Steel a anunţat recent că a pus la punct un nou tip îmbunătăţit de ţeavă fără sudură pentru coloana de tubaj a sondelor de petrol şi gaze. Denumită NT—95 HS, ţeava prezintă o rezistenţă garantată la flambaj, pe lîngă o rezistenţă mare la curgere. Societatea Nippon Steel afirmă că noul tip de ţevi prezintă un avantaj faţă de ţevile echivalente API C 95, fiind un produs adecvat pentru industria energetică în cadrul căreia se forează pentru obţinerea ţiţeiului şi gazului la o adîncime de 30 mii ft şi la temperaturi subarctice.

Între timp, societatea Sumitomo Metal Industries a pus la punct două noi tipuri de oţel care, probabil, se vor comercializa în curînd. Primul tip este o tablă galvanizată cu conţinut de nichel care asigură calităţi mai bune de formare, însoţite de o rezistenţă la coroziune „ieşită din comun". S-au livrat deja eşantioane industriei automobilului unde vor fi utilizate la rezervoarele de combustibil. În sectorul oţelului inoxidabil, societatea Sumitomo a pus la punct un material composit 300 şi 400 de serie, care va fi utilizat în producerea ţevilor şi tablei pentru industria construcţiilor navale şi în alte domenii în care se pune problema coroziunii în apă.

(În : *Metal Bulletin, Anglia, 1979, nr. 6448, p. 45*)

Turnarea continuă la Kawasaki Steel

În iulie 1979, uzina de la Mizushima a produs 595 826 t oţel brut, din care 83,9% au fost prelucrate la cele cinci instalaţii de turnare continuă ale uzinei : o instalaţie pentru blumuri, o instalaţie pentru blumuri şi eboşe de bare şi trei instalaţii pentru brame. În luna precedentă, procentajul oţelului brut prelucrat la instalaţiile de turnare continuă a fost doar de 77% (faţă de 67% în septembrie 1978).

Uzina de la Mizushima estimează că a realizat un record în materie de turnare continuă, deoarece, dacă uzina din Oita (Nippon Steel) este complet bazată pe acest procedeu, programul său de fabricaţie este destul de rigid (rulouri la cald şi tablă groasă) ; în schimb, programul de la Mizushima este mult diversificat (rulouri la cald şi la rece, table groase, bare, grinzi, palplanşe, sîrmă).

Firma explică acest record de turnare din iulie 1979 prin mai mulţi factori :

— amenajări minore la instalaţia nr. 5 (brame), încheiate în cursul lunii iunie şi care permit o viteză de turnare de 2 m/min ;

— practica turnării secvenţiale, permiţînd funcţionarea continuă a maşinii, cu toate că se operează modificări de specificaţii privind lăţimea produsului sau compoziţia chimică a oţelului. Numai în cursul lunii iulie 1979, lăţimea bramelor a fost modificată de sute de ori la instalaţia nr. 5 (2 fire) ; totuşi a putut realiza o producţie de 200 000 t (capacitatea teoretică fiind doar de 1,5 mil.t/an) ;

— utilizarea unui calculator pentru controlul mai precis al procesului ;

— practica laminării directe a produselor de turnare continuă fără încălzire intermediară.

La Mizushima, obiectivul de realizat este mărirea la 90% a oţelului turnat continuu în producţia de oţel brut şi el trebuia să fie atins la sfîrşitul anului 1979.

La Chiba, în iulie 1979, procentul de oţel turnat continuu a fost doar de 34,8%. În cursul anului 1981 acesta ar trebui să atingă 75%, după punerea în funcţiune a instalaţiei pentru brame nr. 3, a cărei construcţie ar trebui să înceapă curînd şi care ar demara în primăvara anului 1981 cu o capacitate lunară de 200 000 t.

Pe ansamblul (Mizushima + Chiba), partea turnării continue în producţia de oţel brut a crescut de la 38,2% în 1977—1978 la 51% în 1978—1979 şi la 61% în prezent ; ea va depăşi 80% după darea în funcţiune a instalaţiei nr. 3 de la Chiba. Această dezvoltare a turnării continue ar fi unul din motivele pentru care Kawasaki Steel a putut să-şi îmbunătăţească mult rezultatele financiare în 1978—1979 cu un beneficiu net de 17,43 mld. yeni faţă de 6,81 mld. yeni în 1977—1978.

(În : *Revue de Métallurgie, Franţa, nr. 10, 1979, p. 192—E*)

Societatea Sidor pune în funcţiune noi laminoare

Firma producătoare Sidor din Venezuela a dat în funcţiune un laminor de bare şi sîrmă, care face parte din planul 4 de extindere a societăţii. Laminorul de bare are o capacitate de 750 mii t/an, fiind proiectat să producă bare simple şi deformate cu diametrul de 12,7—39,7 mm, respectiv 12,7—34,9 mm şi bare plate de 20—80 mm. Laminorul care are o viteză maximă de 18 m/s a fost construit de societăţile Schloemann-Siemag şi Mitsubishi la un cost total de 711,6 mil.Bs. Construcţia a început în martie 1977 şi s-a încheiat în septembrie trecut. Producţia laminorului pe lunile octombrie şi noiembrie a fost de 10 470 t, cu 55% peste cifra prevăzută.

Laminorul de sîrmă Morgan are o capacitate de 450 mii t/an şi poate produce sîrmă de 5,5—12,7 mm diam. Are o viteză maximă de 75 m/s şi a fost construit între luna martie 1977 şi luna mai 1979 pe baza unor investiţii de 500,6 mil. Bs. La sfîrşitul lunii noiembrie produsese circa 70 978 t, depăşind prevederile.

Punerea în funcţiune a celor două laminoare va duce la economii substanţiale de valută în următorii ani în Venezuela. În prezent cererea locală pentru bare este mult mai mare decît posibilitatea industriei naţionale de a furniza acest material, iar importurile au fost de 228 mii t în anul 1978 şi de circa 170 mii t în anul 1979. Odată cu demararea noului laminor de bare Sidor, toate cererile vor fi satisfăcute din producţie proprie cu un surplus destinat exportului. În perioada 1980—1985 economiile la importuri vor fi, probabil, de 3 000 mil.Bs, iar beneficiile la exporturi, de 1 000 mil.Bs. O mare parte a cererii de sîrmă laminată este satisfăcută prin importuri. În următorii cinci ani producţia totală a noului laminor este prevăzută a fi de 2,0 mil.t, ceea ce duce la economii la import de 2 400 mil.Bs şi la beneficii la export de 680 mil.Bs.

(În : *Metal Bulletin, Anglia, nr. 6451, 1979, p. 40*)

Un nou laminor reductor pentru Compania Kocks Pittsburgh Corp.

Kocks Pittsburgh Corp. a încheiat un contract cu Michigan Seamless Tube Div. pentru livrarea unui laminor reductor controlat. Laminorul este o variantă a laminorului reductor-alungitor şi va fi proiectat şi fabricat de compania Friedrich Kocks GmbH&Co. Acesta este al 43-lea din seria laminoarelor reducătoare la cald pentru ţevi fără cusătură şi pentru ţevi sudate.

Alimentat cu eboşe cu un diametru exterior de maximum 4,500 in, laminorul va fabrica ţevi fără cusătură, cu un diametru exterior de 1,800 la 4,300 in şi grosimea pereţilor de 0,800 in.

Laminorul va funcţiona cu un număr de 143 de caje, cu diametrul nominal al cilindrilor de 270 mm, acţionate de un grup de alungire variabil, acţionat la rîndul său de un angrenaj diferenţial, care permite o alungire de precizie, precum şi controlul peretelui ţevii, prin verificarea vitezei motorului cu curent continuu care asigură viteza impusă.

Principalul obiectiv este de a elimina complet capetele şutate sau de a le menţine la un minimum, obţinîndu-se un indice de scoatere mare.

Împreună cu laminorul vor fi livrate trei seturi complete de caje şi un strung pentru calibrarea cilindrilor, asigurîndu-se prelucrarea cilindrilor şi satisfacerea celor mai strînse toleranţe, obţinîndu-se o suprafaţă de calitate superioară. Punerea în funcţiune este proiectată pentru anul 1980.

(În : *Iron and Steel Engineer, S.U.A., nr. 9, 1979, p. 65*)

Informaţii privind industria aluminiului în S.U.A.

— Ca urmare a unei reduceri în furnizarea de energie, Alcoa anunţă că va scoate din funcţiune o serie de cuve de 21 000 t/an la uzina de electroliză de la Vancouver (Washington). Este posibil ca şi alte uzine de electroliză de pe coasta de vest să fie afectate de lipsa de energie.

Divizia Recycling and Reclamation de la Reynolds Metals Co. va construi o instalaţie în valoare de mai multe milioane de dolari, care va separa aluminiul şi alte metale neferoase din produsele de mărunţire a automobilelor. Această instalaţie va fi amplasată la uzina din Sheffield (Alabama). În primul an, această instalaţie va recupera peste 4 500 t aluminiu. Intrarea în funcţiune este prevăzută pentru iunie 1980.

— Societatea japoneză Kobe Steel Ltd a anunţat că a terminat construcţia presei pentru extrudare inversă, cu o capacitate de 6 000 t, destinată societăţii Kaiser Aluminium. Presa va fi livrată uzinei de extrudare şi trefilare de la Newark (Ohio). Instalaţia de extrudare este compusă dintr-un echipament de încălzire a ţaglelor, de frezare a ţaglelor calde, o presă, o unitate de trefilare şi un echipament de finisare şi va începe să producă în primăvara anului 1980.

— Societatea National Aluminium Corp., filială a National Steel Corp., a oprit din funcţiune instalaţia sa de laminare a tablelor de aluminiu de la Hawesville (Kentucky). În viitor, societatea se va specializa în fabricarea de produse extrudate şi folii.

— Batter-Bilt Aluminium Products Col., filială a societăţii canadiene Indland Ltd, va începe construirea unei uzine de prelucrare la Prescolt (Arizona), care va produce, în principal, uşi şi ferestre din aluminiu. Costul acestei uzine este estimat la 7 mil. dolari.

(În : *Revue de l'Aluminium, Franţa, nr. 489, nov., 1979, p. 427*)

Noutăţi din industria aluminiului în Brazilia şi Mexic

Brazilia. Mineraçao Rio de Norte a expediat primele 100 000 t de bauxită de la zăcămintele sale de la Rio Trorubetas. Pînă la sfîrşitul anului 1979 a fost prevăzut exportul a încă 570 000 t bauxită, în valoare de 15 mil. dolari S.U.A. Rezervele zăcămîntului de la Trorubetas sînt estimate la 600 Mt, minereul aflîndu-se la o adîncime medie de 8 m de la suprafaţa solului.

Mexic. Societatea mexicană Alcan Aluminio S.A. are în vedere un important program de extindere a capacităţilor sale de producţie în următorii şase ani. În acest scop, pentru 1979 s-au investit 4,6 mil.$, iar investiţia pentru programul complet s-ar ridica la 1 mld. pesos (189 mil. F.F.).

(În : *Revue de l'Aluminium, Franţa, nr. 489, nov., 1979, p. 428*)

British Aluminium adoptă tehnica Aluminium Pechiney

Fără a mări consumul de electricitate, uzina din Lochaber-Fort William (Scoţia), aparţinînd societăţii British Aluminium, îşi va mări capacitatea anuală de la 28 000 la 37 000 t. Uzina este alimentată cu energie hidroelectrică de o sursă ieftină, însă limitată. British Aluminium a decis să renoveze această uzină, mărind producţia sa la maximul compatibil cu cantitatea de energie existentă. Pentru acest scop a fost necesară adoptarea unei tehnologii moderne cu cel mai scăzut consum posibil de energie specifică. A fost aleasă tehnica Aluminium Pechiney cu cuve de mare intensitate (175 000 A), care va permite mărirea cu o treime a capacităţii uzinei.

Investiţia globală este evaluată la 35 mil. lire sterline. Uzina renovată ar trebui să intre în funcţiune la sfîrşitul anului 1981, ea fiind a doua unitate din Europa care utilizează această nouă tehnică, după uzina Aluminium Pechiney de la Saint-Jean-de-Maurienne (Franţa).

(În : *Revue de l'Aluminium, Franţa, nr. 489, nov., 1979, p. 428*)

REVISTA REVISTELOR

Koks i himiia, U.R.S.S., nr. 1, 1980

Influenţa mărunţirii cărbunilor asupra spectrelor IK ale acestora, p. 4 — *Influenţa condiţiilor descompunerii termice a cărbunilor asupra caracterului degajării hidrogenului sulfurat*, p. 6 — *Parametrii constructivi fundamentali ai uscătoarelor stratului în suspensie*, p. 8 — *Direcţii de perspectivă în tehnologia tratamentului termic al brichetelor din cărbune*, p. 10 — *Alegerea condiţiilor optime de pregătire termică a încărcăturii la uzina metalurgică din Zapadno-Sibirsk*, p. 14 — *Procesul de cocsificare a cărbunilor prin procedeul continuu*, p. 18 — *Experienţa prelucrării comune a materiilor prime pe bază de petrol şi huilă, prin procedeul cocsificării lente*, p. 21 — *Construirea unui model logic formal în scopul optimizării procesului de stingere uscată a cocsului*, p. 24 — *Perspectivele producţiei şi ale consumului de gudron de huilă*, p. 25 — *Realizarea şi asimilarea instalaţiei vibropneumatice de desprăfuire*, p. 36 — *Funcţionarea răcitoarelor primare de gaze, cu dispunere orizontală a ţevilor*, p. 38 — *Utilizarea staţiilor de comandă cu tiristori pentru automatizarea acţionării electrice a mecanismelor de deplasare a maşinilor de cocs*, p. 40 — *Perfecţionarea tehnologiei proceselor chimice cu scopul protejării mediului ambiant*, p. 47 — *Sortarea deşeurilor de la îmbogăţirea cărbunelui, după densitatea depunerii hidraulice*, p. 50 — *Inflamabilitatea sulfurilor de fier în secţiile chimice ale uzinelor cocsochimice*, p. 52.

Metallurg, U.R.S.S., nr. 1, 1980

Evaluarea calităţii amestecării la fabricile de peletizare, p. 16 — *Asimilarea sistemului automatizat de comandă a regimului termic al elaborării în furnal*, p. 20 — *Dispozitiv pentru prelevarea probelor de gaz şi de încărcătură şi de măsurare a temperaturii gazului în furnal*, p. 22 — *Comportarea azotului în timpul elaborării şi turnării oţelului de convertizor cu conţinut scăzut de carbon*, p. 23 — *Influenţa siliciului din feromangan asupra calităţii lingourilor din oţel necalmat de convertizor*, p. 25 — *O nouă orientare în tehnologia de reparaţii a lingotierelor*, p. 27 — *Maşină pneumatică pentru curăţarea suprafeţei interioare a lingotierelor*, p. 29 — *Turnare experimentală a oţelului prin plăci refractare şi pahare colector cu canal fasonat*, p. 30 — *Asimilarea producţiei de ţevi cu diametrul de 159 mm pe laminorul de ţevi 140*, p. 33 — *Studierea regimului de temperatură al instrumentului de lucru al laminoarelor de ţevi la rece*, p. 35 — *Conveior păşitor pentru transportul intern al pieselor de forjare*, p. 37 — *Creşterea rezistenţei la coroziune a utilajului de decapare de la secţiile de laminare*, p. 39 — *Degresarea cu soluţii apoase de spălare a instalaţiilor funcţionînd în medii de oxigen sub presiune*, p. 42.

Stal, U.R.S.S., nr. 1, 1980

Tehnologia de pregătire şi aglomerare a deşeurilor cu conţinut de fier provenite din industria metalurgică, p. 4 — *Determinarea celui mai mic consum de carbon la elaborarea fontei*, p. 7 — *Parametrii de calcul şi experimentali ai arderii gazelor pentru arderea fără oxidare a peletelor din minereu de fier*, p. 10 — *Rezistenţa zidăriei cuvei furnalului şi căile de mărire a acesteia*, p. 11 — *Influenţa factorilor tehnologici asupra reducerii deşeurilor şi pierderilor la elaborarea oţelului de convertizor*, p. 16 — *Utilizarea noilor amestecuri economice, cu componente puţine, pentru turnarea oţelului calmat*, p. 18 — *Turnarea directă rapidă a oţelului necalmat şi semicalmat pentru fabricarea tablei subţiri laminate la cald*, p. 21 — *Studierea capului lingoului din oţel necalmat cu capac chimic*, p. 22 — *Influenţa condiţiilor turnării prin sifon, asupra calităţii lingourilor de oţel*, p. 23 — *Soluţii fundamentale de proiectare pentru oţelăriile electrice, care utilizează pelete metalizate*, p. 28 — *Construcţia lingotierei echilibrată termic pentru turnarea pe conveior a ferosiliciului*, p. 30 — *Asimilarea producţiei de profile îndoite din oţeluri inoxidabile*, p. 32 — *Elaborarea sistemelor de determinare a masei teoretice a producţiei de tablă laminată la cald*, p. 34 — *Perfecţionarea calibrării profilelor U*, p. 36 — *Asimilarea producţiei de bandă laminată la rece, cu conţinut scăzut de carbon, pentru dăltuirea de finisare*, p. 38 — *Perfecţionarea tehnologiei de laminare şi de finisare a tablei groase la laminorul 2800*, p. 39 — *Revenirea suplimentară a cilindrilor de lucru ai laminoarelor de tablă*, p. 40 — *Utilizarea repetată a cilindrilor uzaţi ai laminoarelor de tablă*, p. 42 — *Alegerea parametrilor optimi de formare a semifabricatului la sudarea în cuptor a ţevilor*, p. 45 — *Probleme ale tehnologiei de producţie a sîrmei cu rezistenţă înaltă pentru fabricarea cablurilor de mari dimensiuni*, p. 49 — *Tehnologia de fabricaţie a sîrmei cu rezistenţă înaltă pentru confecţionarea cablurilor fasonate cu toroane rotunde şi de mari dimensiuni*, p. 51 — *Fabricarea sîrmei zincate cu rezistenţă înaltă, pentru cablurile de mari dimensiuni*, p. 53 — *Utilizarea controlului nedistructiv magnetic al calităţii tablei laminate la rece*, p. 55 — *Parametrii de bază ai tehnologiei producţiei de ţevi din oţel 14HGMF*, p. 57 — *Tratamentul termic al termobimetalelor pentru creşterea stabilităţii proprietăţilor*, p. 59 — *Alegerea regimurilor optime de tratament termic al tablelor bimetalice, obţinute prin sudarea prin explozie*, p. 62 — *Perfecţionarea procedeelor de fabricaţie a lingourilor şi semifabricatelor la fabricarea laminatelor*, p. 64 — *Compararea tehnico-economică şi alegerea celor mai economice scheme tehnologice de fabricare a ţevilor inoxidabile cu diametrul de maximum 20 mm*, p. 67 — *Premise tehnico-economice de reconstruire a secţiilor de forjă şi prese*, p. 69 — *Experienţa trecerii cuptorului pentru reîncălzirea benzilor la încălzirea prin boltă*, p. 70 — *Creşterea eficienţei de funcţionare a captatorului de picături*, p. 73 — *Transportul pneumatic al concentratului de minereu de fier*, p. 75.

Hutnik, Polonia, nr. 12, 1979

Elaborarea oţelului carbon din brichete de burete de fier, p. 487 — *Creşterea temperaturii benzilor din oţel în timpul laminării la rece cu viteze mari*, p. 489 — *Proprietăţile oţelului cu nichel după diferite tratamente termice*, p. 501 — *Determinarea încălzirii oţelului la o diferenţă de temperaturi stabilită în încărcătură cu luarea în considerare a dependenţei proprietăţilor termice de temperatură*, p. 506 — *Un nou mod de etalonare cu ajutorul spectrometriei atomice de absorbţie folosind un singur etalon la analiza oţelurilor*, p. 514 — *Cuptoarele cu arc-plasmă*, p. 517.

Wiadomosci Hutnicze, Polonia, nr. 12, 1979

Forja feudală Bogucka, p. 393 — *Criteriile de dezvoltare, pe plan mondial, a procesului de reducere directă*, p. 398 — *Cercetarea condiţiilor de încălzire a şarjei în cuptoarele de încălzire continue*, p. 402 — *Fonte cu conţinut ridicat de crom rezistente la uzură*, p. 405 — *Automatizarea proceselor de comandă a transportului uzinal pe cale ferată*, p. 411 — *Investiţiile în siderurgia C.E.E.*, p. 415 — *Recuperarea urşilor de fier din zgurele de oţelărie*, p. 417 — *Siderurgia R. P. Chineze*, p. 420 — *Brevete poloneze din domeniul siderurgiei*, p. 423.

Revue de Métallurgie, Franţa, nr. 10, 1979

Influenţa substanţelor alcaline asupra funcţionării furnalului, p. 621 — *Studiile efectuate la I.R.S.I.D. asupra sudabilităţii oţelurilor de construcţie*, p. 637 — *Compararea rezultatelor încercărilor de rupere sub tensiune în mediu salin şi în hidrogen a mai multor oţeluri cu caracteristici mecanice ridicate*, p. 649 — *Îmbunătăţirea proprietăţilor sîrmei dure prin tratament EDC la ieşirea din laminor*, p. 661 — *Studiul influenţei condiţiilor de răcire Stelmar asupra aptitudinii la desţunderizare mecanică şi la decapare chimică a sîrmelor moi*, p. 675.

C.I.T., Franţa, nr. 11—12, 1979

Comportarea diverselor aglomerate într-un furnal cu funcţionare centrală, p. 1239 — *Rezultatele de funcţionare ale furnalului nr. 3 de la Pompey*, p. 1251 — *Concepţia refractarelor şi a răcirii etalajelor şi a cuvei, interacţiunea* *lor cu funcționarea furnalului*, p. 1257 — *Metalurgia secundară în oala încălzită cu arc la presiuni atmosferice*, p. 1265 — *Oxidarea și decarburarea semifabricatelor în cursul încălzirii în cuptoarele cu flacără*, p. 1285 — *Poluarea cu gaze a aerului provocată de instalațiile siderurgice de ardere*, p. 1295 — *Gestiunea energetică a uzinelor*, p. 1309.

Aciers Spéciaux, Franța, nr. 48, noiembrie, 1979

Oțeluri cu nichel pentru utilizări criogenice, p. 5 — *Elaborarea oțelurilor speciale în turnare continuă: aspectele metalurgice și calitatea produselor*, p. 14 — *Adaptarea metodelor de fabricație și control pentru semifabricatele din oțel și aliaje la exigențele de calitate ale aeronauticii*, p. 23.

Neue Hütte, R.D.G., nr. 1, ian., 1980

Utilizarea mai eficientă a fierului vechi de la radiatoare, p. 1 — *Efectul de atenuare a uzurii al carbonului în dolomita gudronată*, p. 4 — *Torcretarea cu flacără a căptușelii convertizoarelor cu volum diferit*, p. 8 — *Utilizarea unui calculator pentru pregătirea tehnologică a producției la o forjă de oțeluri speciale*, p. 10 — *Cercetarea cineticii durificării unui oțel austenitic cu ajutorul metodelor fizice neconvenționale*, p. 13 — *Analiza cantitativă a defectelor la încercarea țevilor cu metode inductive*, p. 17 — *Posibilitățile protecției primare împotriva zgomotului*, p. 23.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 24, dec., 1979

Probleme de antrenare și reglare a instalațiilor de laminare continuă, p. 1361 — *Studiul vibrațiilor de torsiune la angrenajele distribuitoare ale unui laminor de sîrmă. Rezultatul simulării vibrațiilor de torsiune*, p. 1372 — *Rezistența la coroziune a îmbinărilor sudate ale construcțiilor metalice zincate prin scufundare la solicitarea atmosferică*, p. 1391.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 25/26, dec., 1979

Din activitatea Verein Deutscher Eisenhüttenleute, p. 1436 — *Noi dezvoltări în tehnologia proceselor metalurgice și efectul lor asupra proprietăților materialelor*, p. 1441 — *Inumanizarea medicinii datorită tehnicii?* p. 1454 — *Considerații economice în legătură cu utilizarea gazului de reducere din gaz de cocserie cald, impur la procesele de reducere directă și din furnal*, p. 1462 — *Influența sistemului de comandă a laminoarelor asupra pierderilor prin șutare la reducerea prin alungire a țevilor*, p. 1468 — *Instalații moderne de decapare și instalații de regenerare pentru bandă*, p. 1475 — *Influența structurii stratului de zinc asupra rezultatului tragerii la tragerea umedă a sîrmelor din oțel subțiri, de înaltă rezistență, zincate prin cufundare*, p. 1482 — *Controlul automat rațional al apei și apei reziduale*, p. 1487.

Stahl und Eisen, R F.G., nr. 1, ian., 1980

Diminuarea uzurii cablurilor metalice. Încercări semiindustriale cu poduri rulante de siderurgie, p. 1 — *Noi soluții de depozitare și transport prezentate printr-un laminor de folii cu cinci caje*, p. 4 — *Contribuții la sudarea unui oțel refractar de $Cr-Mo-Ni-V$ cu $0{,}18\%\,C$ și $1\%\,Cr$ pentru piese forjate destinate centralelor de forță*, p. 9 — *Dezvoltarea tehnicii de aglomerare la instalațiile de aglomerare de la Schwelgern-Thyssen AG.*, p. 12.

Iron and Steel International, S.U.A., nr. 5, 1979

Evenimente de interes internațional din lumea oțelului, p. 263 — *Eforturi de reducere a consumului de energie la B.S.C.*, p. 275 — *Sistemul S—ED—C — un progres în răcirea controlată a barelor din oțel carbon*, p. 277 — *Contribuția măsurării EMF a activității oxigenului la producerea oțelului semicalmat*, p. 281 — *Sistem automat de control al suprafeței benzii laminate la rece*, p. 289 — *Expoziția și congresul internațional al producătorilor din siderurgie Metec 79*, p. 296 — *Uzina de țevi sudate în spirală din India răspunde cererii crescînde de pe piața internă*, p. 301 — *Alegerea judicioasă a compusului anti-urs pentru dispozitivele de închidere cu sertar*, p. 311.

La metallurgia italiana, Italia, nr. 9, 1979

Afinarea în afara cuptorului a fontei la uzina Italsider din Trieste, p. 361 — *Straturi superficiale de oțeluri tratate în băi de săruri conținînd cianați și carbonați alcalini*, p. 373 — *Influența ecruisării diferențiate asupra structurii oțelurilor inoxidabile*, p. 382 — *Coroziunea și protecția materialelor feroase sinterizate*, p. 392.

L'acciaio inossidabile, Italia, nr. 3, iul.-aug.-sept., 1979

Mecanica ruperii: aspecte teoretice; mecanica ruperii liniare elastice, p. 3 — *Țevi din oțel inoxidabil austenitic supuse coroziunii în puncte*, p. 16 — *Microstructura oțelurilor inoxidabile bifazice austenito-feritice*, p. 18 — *Metode de studiere a rezistenței la coroziune a oțelurilor inoxidabile*, p. 28.

Siderurgia Latinoamericana, Chile, nr. 235, 1979

Extracția minereului de fier în America Latină '79, p. 50 — *Miniuzinele siderurgice, alternativă valabilă în America Latină*, p. 65 — *Importanța siderurgiei feroase în dezvoltarea Argentinei*, p. 77 — *Comparație între peletele acide și cele bazice și efectul acestora asupra caracteristicilor fuziunii în furnale*, p. 81 — *Tehnologia actuală a cuptoarelor de încălzire pentru instalațiile de laminare în miniuzine*, p. 93.

Ogneupori, U.R.S.S., nr. 1, 1980

Comportarea refractarelor în baia cuptorului de topire a sticlei, la fabricarea fibrelor de sticlă, prin procedeul cu un singur stadiu, p. 5 — *Învelișuri de protecție pentru produsele care conțin grafit*, p. 12 — *Fabricarea pieselor pentru închizătoarele cu sertar ale oalelor de turnare a oțelului, cu utilizarea aluminei marca GK*, p. 16 — *Sistemul complex de comandă a calității producției la uzina de cărămizi dinas din Pervouralsk*, p. 18 — *Utilizarea procedeului cu „sîrmă caldă" pentru determinarea conductibilității termice a materialelor fibroase termoizolante*, p. 21 — *Căile de etanșare a părții inferioare a canalului cuptorului, la cuptoarele-tunel în funcțiune*, p. 23 — *Reglarea automată a efortului de formare pe presa cu pîrghie articulată*, p. 26 — *Determinarea parametrilor caracteristicilor de rezistență a sacilor*, p. 28 — *Materiale refractare pentru suflarea metalului cu gaze*, p. 31 — *Influența zgurei sintetice primare asupra degradării materialelor refractare caolinice pentru cuva furnalului*, p. 37 — *Modificări fazice în materialele refractare din oxizi topiți, la contactul cu oțelurile semicalmate, inoxidabile și cu zgurele acestora*, p. 42 — *Influența oxidului de fier asupra compoziției de fază a materialelor refractare pe bază de zirconiu*, p. 45 — *Presarea hidrostatică a țevilor ceramice pe bază de oxid de aluminiu*, p. 50 — *Lianți refractari pe bază de Al_2O_3 și liant aluminocromofosfat*, p. 52 — *Proprietățile termofazice, elastice și mecanice ale refractarelor granulare din corindon și zirconiu și influența acestor proprietăți asupra rezistenței termice*, p. 56 — *Dispozitiv de prindere autocentrat pentru extractorul automat de material brut la presa-revolver*, p. 61.

Giesserei, R.F.G., nr. 24, 1979

Al 46-lea Congres internațional de turnătorie în Madrid, p. 869 — *Scurtă prezentare a referatelor prezentate la cel de-al 46-lea Congres internațional de turnătorie, Madrid*, p. 877 — *Rafinarea băilor de metale neferoase, în special a aliajelor de aluminiu prin metoda ASR*, p. 883 — *Aprecierea procedeului de turnare sub presiune în vid, din punctul de vedere al turnătorului*, p. 886.

Giesserei, R.F.G., nr. 25, 1979

Modernizarea turnătoriei de la Hoesch Rothe Erde Schmiedag AG, p. 905 — *Noi prevederi de protecție împotriva accidentelor pentru instalații de formare în turnătorii*, p. 911 — *Dezbaterea-sablarea pieselor mijlocii și mari cu configurație complicată, cu curățarea și regenerarea nisipului integrate*, p. 917 — *Instalație de formare mecanizată cu nisip fluid pentru piese de oțel grele*, p. 925.

CONDIȚII DE PREZENTARE A MANUSCRISELOR PENTRU REVISTA „METALURGIA“

1. *Textul* unui articol să nu depășească 10 pagini de 2 000 semne la două rînduri.

2. Articolul se *dactilografiază* la două rînduri, pe o singură față a filei. Formulele se scriu clar, cu semnele matematice și literele conform STAS.

3. Articolul va fi însoțit de un *rezumat* pe o filă separată.

4. *Desenele* se execută în tuș pe calc. *Figurile foto* trebuie să fie clare și cu contrast pronunțat.

5. *Figurile* și *tabelele* se menționează în text. Articolul va fi însoțit de un borderou de figuri dactilografiat pe o pagină separată.

6. *Tabelele* se dactilografiază pe pagini separate (în text se va indica locul acestora).

7. *Bibliografia* se prezintă în conformitate cu STAS nr. 6158–60.

Cărți : numele autorului, inițiala prenumelui autorului, titlul cărții (la lucrările străine se va indica titlul în original), orașul în care a apărut lucrarea, editura, anul apariției, pagina la care se trimite sau prima și ultima pagină a fragmentului.

Periodice : numele autorului, inițiala prenumelui autorului, titlul articolului (la lucrările străine se va indica titlul în original), titlul periodicului, numărul de ordine al periodicului, anul de apariție, prima și ultima pagină a fragmentului citat.

Bibliografia se va dactilografia de asemenea pe o pagină separată de text.

8. Predarea la redacție a manuscrisului dactilografiat se va face în două exemplare (un original și o copie).

Desenele pe calc și fotografiile se dau într-un singur exemplar.

9. Autorul trebuie să garanteze conținutul științific al articolului. În timpul fazelor redacționale și tipografice nu se admit intervenții în text.

10. Manuscrisele predate redacției nu se mai restituie autorului, chiar dacă nu se publică.

Materialele, prezentate conform indicațiilor de mai sus, se primesc la redacția revistei „Metalurgia”, la următoarea adresă :

ICEM – Oficiul de informare documentară pentru industria metalurgică
București, str. Mendeleev nr. 21–25, sect. 1, cod 70168.
Informații și relații se pot obține la telefonul 59.49.90.

COMBINATUL SIDERURGIC GALAȚI

CSG

roduce şi livrează:

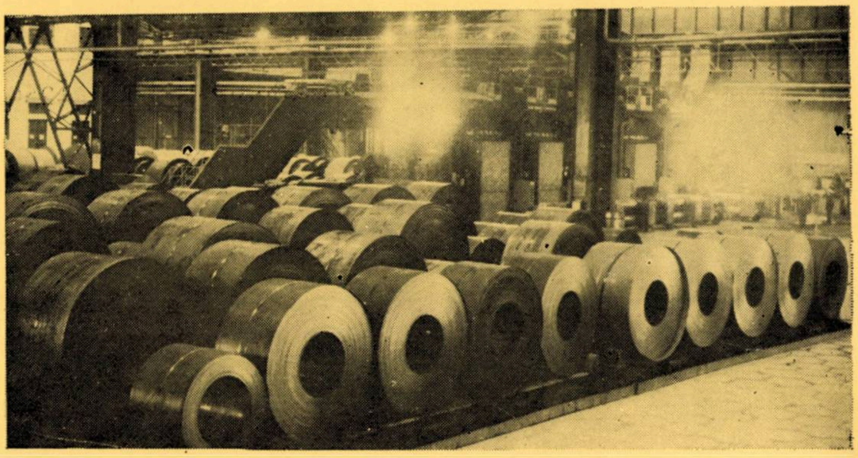
oduse laminate din oţel

Table groase şi mijlocii:

oţeluri calmate, semicalmate, necalmate, slab aliate
liate conform normelor româneşti şi străine; pentru
strucţii mecanice, metalice, navale, de maşini, de
ane şi recipiente sub presiune etc.

Benzi şi table laminate la rece:

coperite şi zincate conform normelor româneşti şi
ăine, pentru construcţii metalice, ţevi sudate, pro-
îndoite, aparataj electric, caroserii, articole de uz
nic etc.



roduse chimice

Sulfat feros heptahidratat
Sulfat de amoniu
Gudron de huilă
Benzen brut de huilă
Smoală de cocserie

Pentru informaţii detaliate asupra produselor noastre adresaţi-vă la:

OMBINATUL SIDERURGIC — GALAŢI
DIRECŢIA COMERCIALĂ
Şoseaua Smîrdan nr. 1
6200 Galaţi
Telefon (930) 30438
Telex 51285

ÎNTREPRINDEREA DE CONSTRUCŢII SIDERURGICE HUNEDOA

Str. Dr. Petru Groza nr. 8 ● 2750 Hunedoara
telefon: 13050; 13051 – telex : 032417

ÎN EXECUŢIA LUCRĂRILOR DE CONSTRUCŢII-MONTAJ FOLOSEŞTE PROCEDEE ŞI TEHNOLOGII MODERNE, UTILIZÎND FORŢĂ DE MUNCĂ SPECIALIZATĂ CU O ÎNDELUNGATA EXPERIENŢĂ

EXECUTĂ LUCRĂRI DE CONSTRUCŢII-MONTAJ SPECIFICE COMBINATELOR SIDERURGICE

- Fabrici de aglomerare
- Baterii de cocsificare, distilerii de gudron
- Furnale
- Oţelării Martin şi electrice
- Laminoare
- Turnătorii, forje
- Fabrici de oxigen
- Fabrici de var
- Fabrici de dolomită
- Instalaţii electrice de mecanizare şi automatizare
- Lucrări de căi ferate şi drumuri
- Montaje de cuptoare pentru produse refractare
- Uzine de construcţii metalice şi utilaj metalurgic
- Construcţii social-culturale şi sportive
- Construcţii zootehnice
- Fabrici pentru industria uşoară

ÎNTREPRINDEREA
DE
ŢEVI
REPUBLICA

BUCUREŞTI ● B-dul Muncii nr. 256 ● Telefon 43 09 50

RODUCE

evi din oţel fără sudură laminate la cald, lami-
ate la rece sau trase la rece, cu diametrul
xterior pînă la 6 5/8 inci inclusiv :

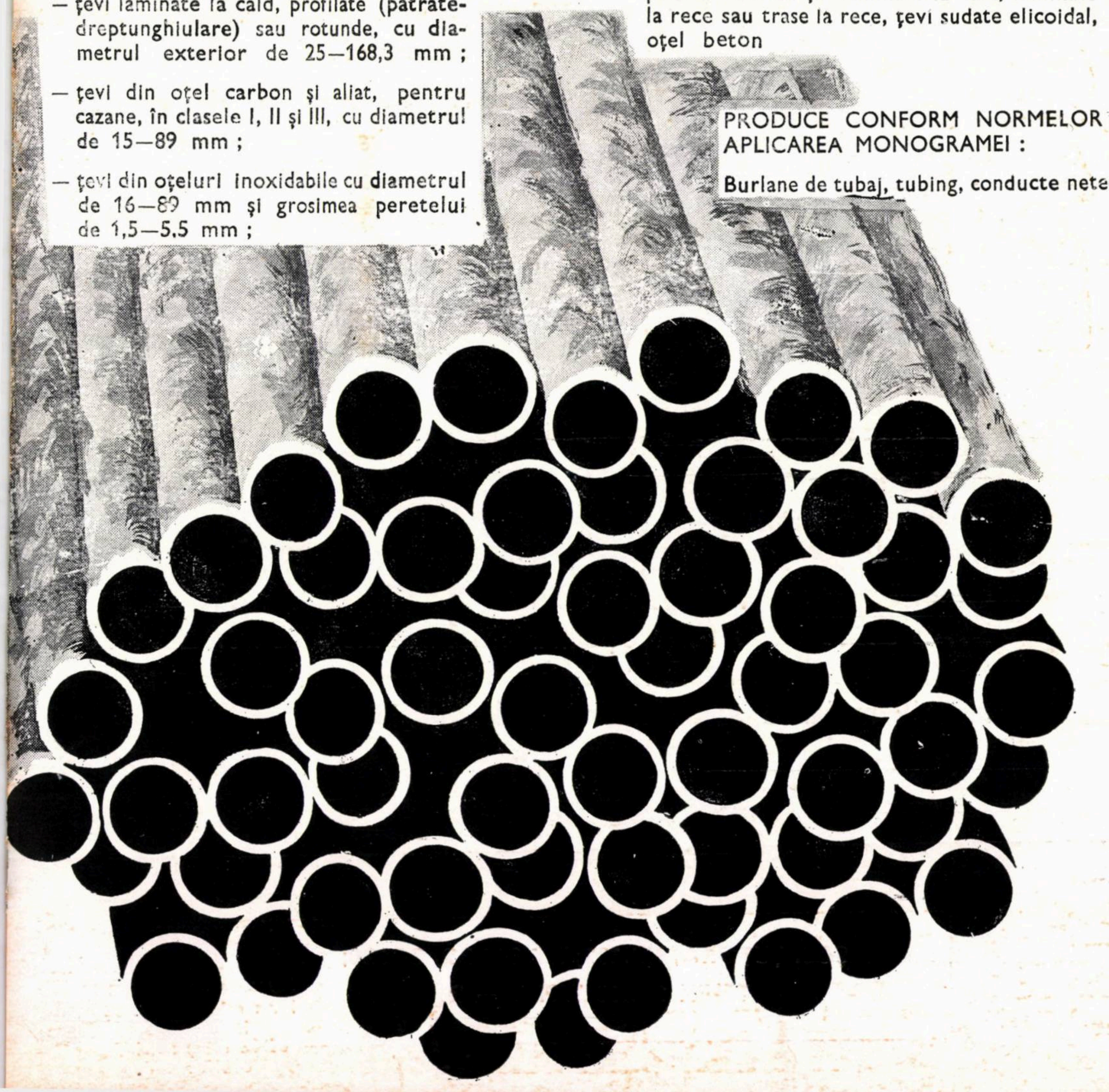
- pentru industria petrolieră : burlane de tubaj, ţevi extracţie-tubing, prăjini de foraj cu racorduri sudate, conducte
- pentru prospecţiuni geologice : burlane de tubaj, prăjini de foraj, prăjini de antrenare, carotiere
- pentru construcţii şi construcţii de maşini :
  - ţevi trase sau laminate la rece, profilate sau rotunde, cu diametrul exterior de 5—80 mm ;
  - ţevi laminate la cald, profilate (pătrate-dreptunghiulare) sau rotunde, cu diametrul exterior de 25—168,3 mm ;
  - ţevi din oţel carbon şi aliat, pentru cazane, în clasele I, II şi III, cu diametrul de 15—89 mm ;
  - ţevi din oţeluri inoxidabile cu diametrul de 16—89 mm şi grosimea peretelui de 1,5—5,5 mm ;
- pentru conducte magistrale de gaze naturale şi ţiţei, conducte de apă, construcţii metalice : ţevi sudate elicoidal, cu diametre de 250—1 600 mm şi lungimi cuprinse între 6 şi 12 m
- pentru construcţii, construcţii metalice sau construcţii de maşini : oţel beton, oţel rotund, sîrmă, cuie

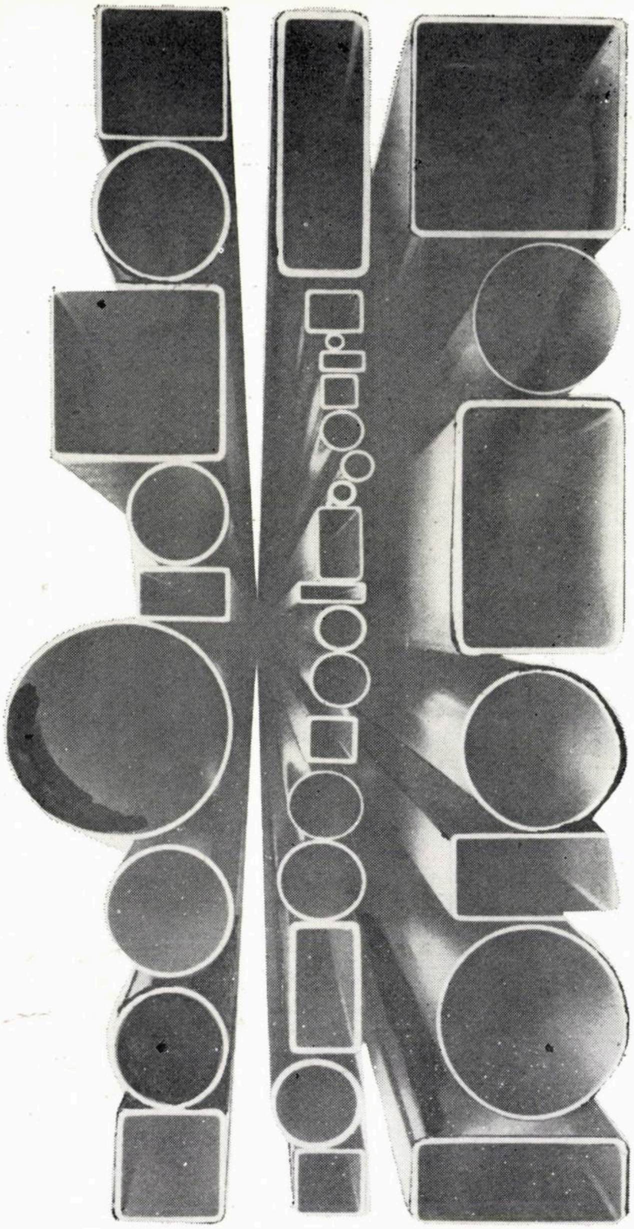
EXPORTĂ

Burlane de tubaj, tubing, conducte petroliere, prăjini de foraj cu racorduri sudate, ţevi pentru construcţii laminate la cald, laminate la rece sau trase la rece, ţevi sudate elicoidal, oţel beton

PRODUCE CONFORM NORMELOR API CU APLICAREA MONOGRAMEI :

Burlane de tubaj, tubing, conducte netede





ÎNTREPRINDEREA METALURGICĂ IAŞI

PRODUCE ŞI LIVREAZĂ :

- Ţevi din oţel sudate longitudinal pentr instalaţii de apă, gaz, abur, de la 3/8" — 4 conform STAS 7656 — 76
- Ţevi din oţel sudate longitudinal pentr construcţii metalice, aparate, utilaje conducte de la 17,2 la 219,1 mm, confor STAS 7657 — 77
- Ţevi de precizie din oţel sudat longitudinal, trase sau laminate la rece pentru construcţii metalice sau construc de maşini, conform STAS 8726—77
- Ţevi pătrate şi dreptunghiulare di oţel pentru construcţii metalice şi con strucţii de maşini, conform STAS 7941—7
- Profile deschise din bandă de oţel formate la rece: U cu aripi egale şi neegale STAS 7835/1—76, 7835/2—77, 8610—76. Cornier cu aripi egale şi neegale STAS 7836/1—76, 7836/2—77, 8250—78. Z cu aripi egale şi neegale STAS 8296—78, 8609—77. Omega cu aripi egale STAS 8367—77. T cu aripi egale STAS 8249—74. Profile pentru tîmplărie metalică STAS 9842—72. Profile speciale, conform STAS 8426—76, utilizate pentru construcţii metalice sau construcţii de maşini

TEPRO

ŞOS. ŢUŢORA, NR. 132; TEL. 30322, 30220;
TELEX 22268 TEPRO — R

centrozap

LIVRĂRILE NOASTRE COMPLEXE ÎN DOMENIUL TURNĂTORIEI

cuprind :

- ciclul complet de proiectare :
  - echipamentul tehnologic cu instalaţiile de desprăfuire
  - documentaţia în domeniul construcţiilor
  - instalaţiile energetice şi de ventilaţie

precum şi :

- livrările de echipament complet pentru secţiile de turnătorie
- montarea completă a maşinilor, echipamentelor şi a instalaţiilor sau supravegherea lucrărilor de montaj
- formarea personalului clientului
- asistenţă tehnică completă în cadrul perioadei de garanţie şi de „după vînzare"
- la cererea clientului, executăm orice lucrări de construcţii-montaj, inclusiv construirea atelierelor de producţie şi a altor sectoare de turnătorie

PUBLICOM

Societate de Comerţ Exterior
40—036 Katowice— Ligonia 7 — Polonia
C. P.: 825; Tel.: 513—401
Telex: 0312—416
Adr. telegr.: CENTROZAP — Katowice

MAŞINI ŞI INSTALAŢII DE TURNĂTORIE

- cuptoare de uscare cu pat fluidizat pentru amestecuri de formare
- aeratoare, site şi separatoare
- malaxoare pentru amestecuri de formare şi de miezuri
- maşini de formare cu îndesare prin scuturare şi maşini de formare prin proiecţia amestecului
- cubilouri cu vînt cald şi rece
- grătare vibratoare de dezbatere
- maşini de sablare şi de hidrosablare
- instalaţii de manipulare şi de transport pneumatic
- aparatură de laborator
- linii de formare cu amestecuri de formare lichide şi fiabile cu autoîntărire
- regenerarea amestecurilor de bentonită
- regenerarea amestecurilor furanice

CENTROZAP

ÎNTREPRINDEREA "VICTORIA" CĂLAN

Str. Furnalistului nr. 17,
Jud. Hunedoara, cod 2637

PRODUCE ŞI LIVREAZA :

PRODUSE DE FURNAL :

- fontă brută, STAS 882-78
- zgură granulată de furnal, STAS 648-74

PRODUSE CĂRBUNOASE :

- semicocs de fluidizare, NID 31-78
- cocs de fluidizare, NID 119-78

PIESE TURNATE DIN FONTĂ :

- radiatoare cu coloane libere şi secţiune circulară, STAS 7364-78/STAS 1676-78
- utilaj de turnare pentru oţelării:
  - lingotiere din fontă, NID 204-78
  - poduri de turnare, NID 150-78
  - pîlnii de turnare
- cilindri de laminor din fontă în stare brută sau eboşată:
  - semiduri, STAS 9432-74
  - duri, STAS 4596-74
  - oţel hipereutectoid tip Adamit
- piese pentru maşini-unelte, în stare brută sau eboşată, din fontă Fcx 200; Fcx 250 şi Fcx 300 conform STAS 8541-75
- piese turnate din fontă cenuşie cu grafit lamelar, STAS 568-75, în stare brut turnată, eboşată sau prelucrate în stare finită

ÎNTREPRINDEREA "OŢELINOX" TÎRGOVIŞTE

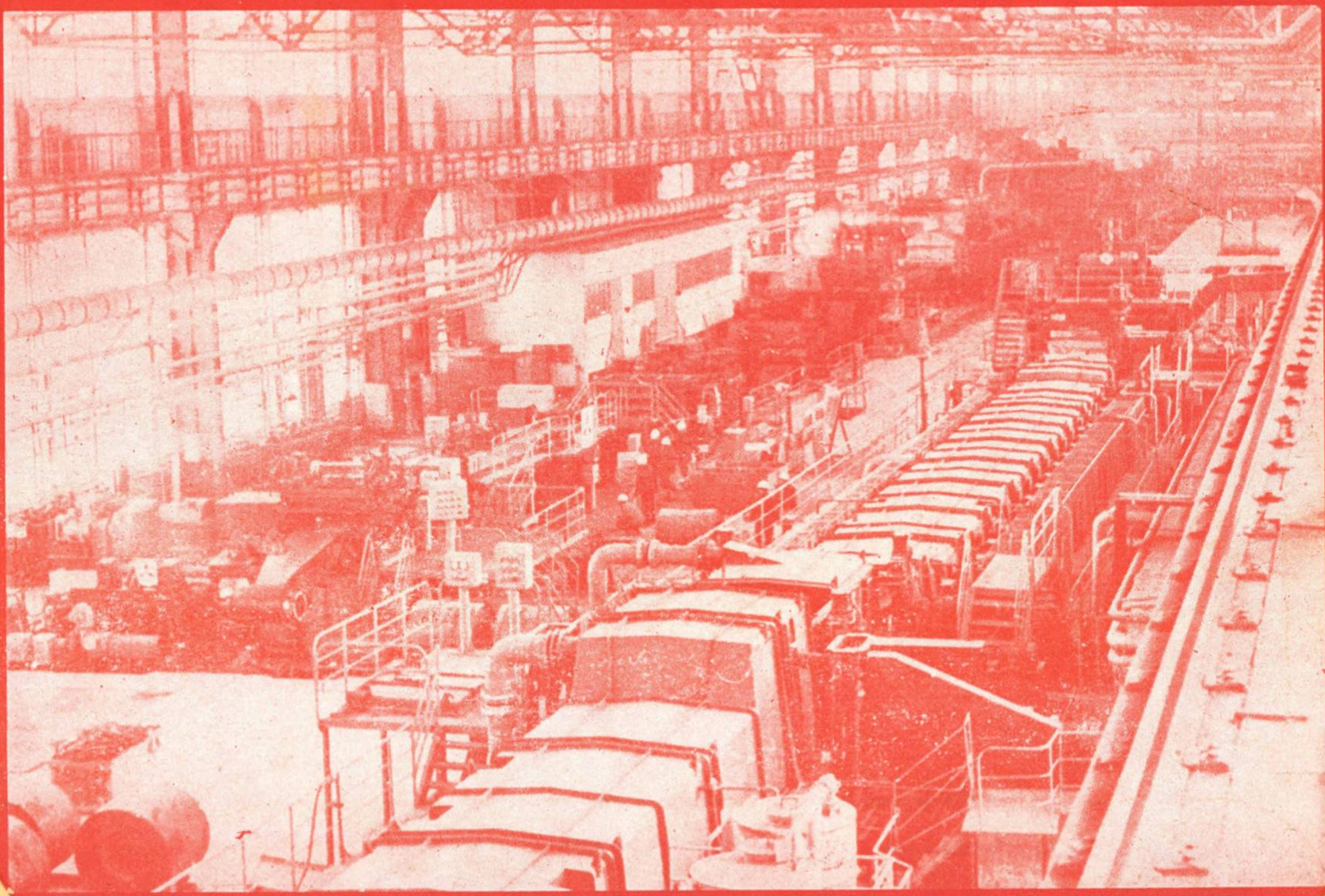
Str. Şoseaua Găieşti 16 - Judeţul Dîmboviţa
Telex : 17294 - Telefon : 11230; 14735

PRODUCE şi LIVREAZĂ :

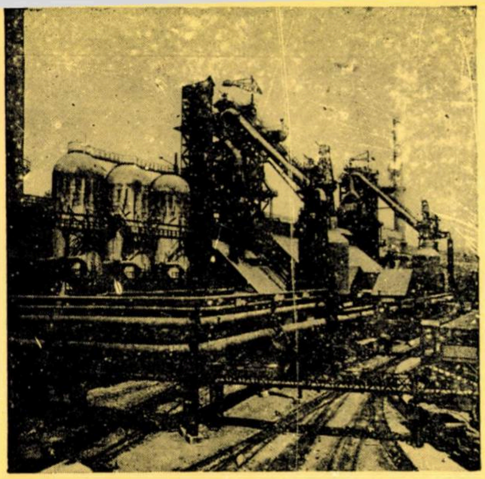
Table şi benzi din oţeluri inoxidabile (austenitice, feritice şi martensitice) cu următoarele dimensiuni :

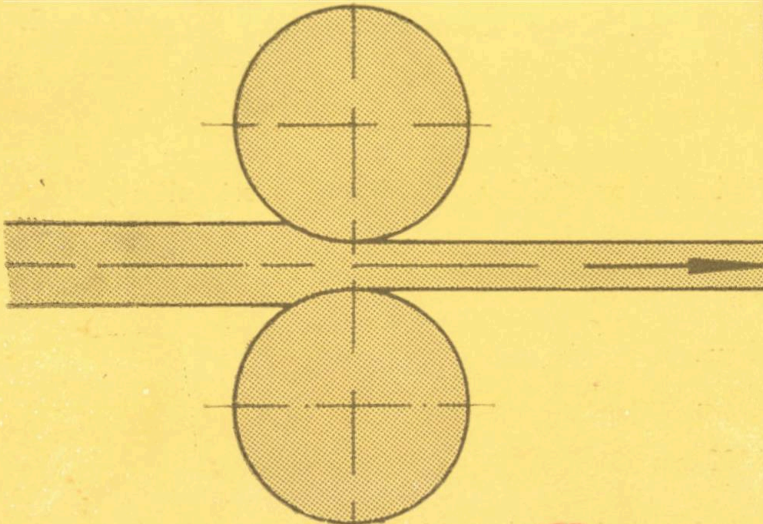
- grosime	0,3 - 3 mm
- lăţime benzi	50 - 1250 mm
- lăţime table	500 - 1250 mm
- lungime table	pînă la 4 000 mm

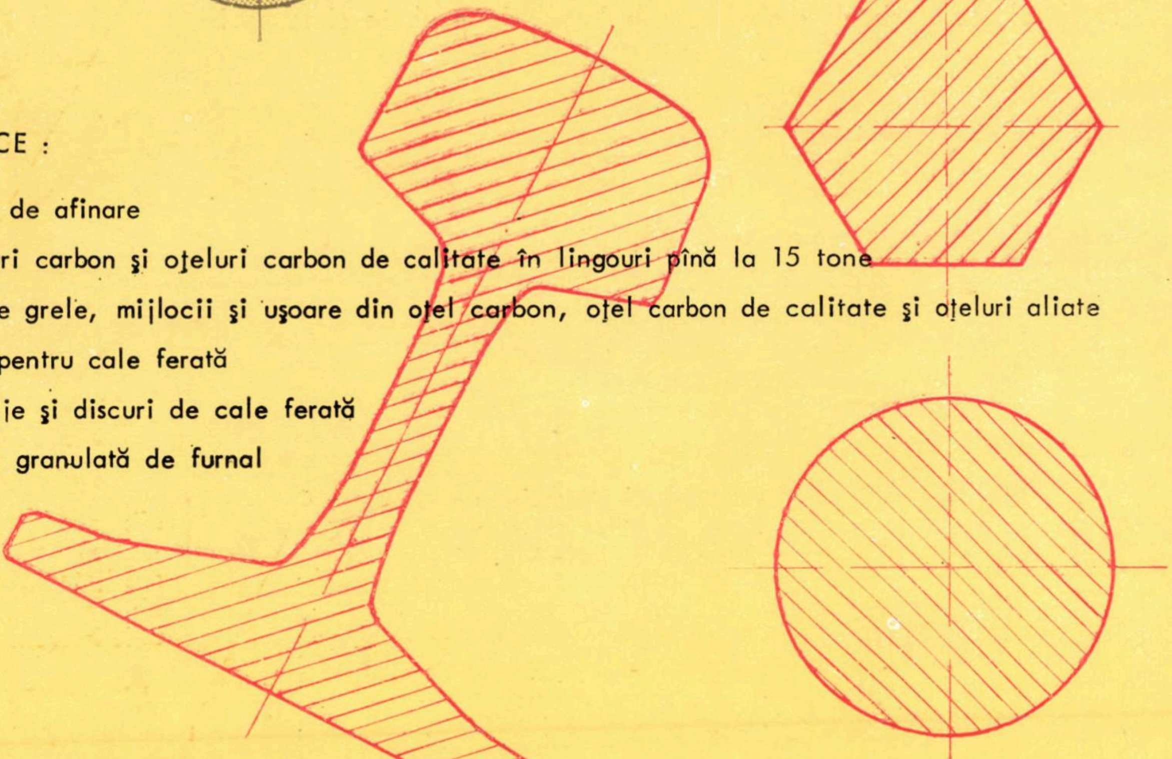
Produsele se livrează ambalate sub formă de pachete şi rulouri



Combinatul siderurgic REȘIȚA







PRODUCE :

- Fontă de afinare
- Oţeluri carbon şi oţeluri carbon de calitate în lingouri pînă la 15 tone
- Profile grele, mijlocii şi uşoare din oţel carbon, oţel carbon de calitate şi oţeluri aliate
- Şine pentru cale ferată
- Bandaje şi discuri de cale ferată
- Zgură granulată de furnal

COMBINATUL SIDERURGIC REȘIȚA
Reşiţa, str. George Coşbuc nr. 1, judeţul Caraş - Severin
Adresa telegrafică : Combsid. RESITA, telex: 044214, telefon: 1 21 52; 1 18 83

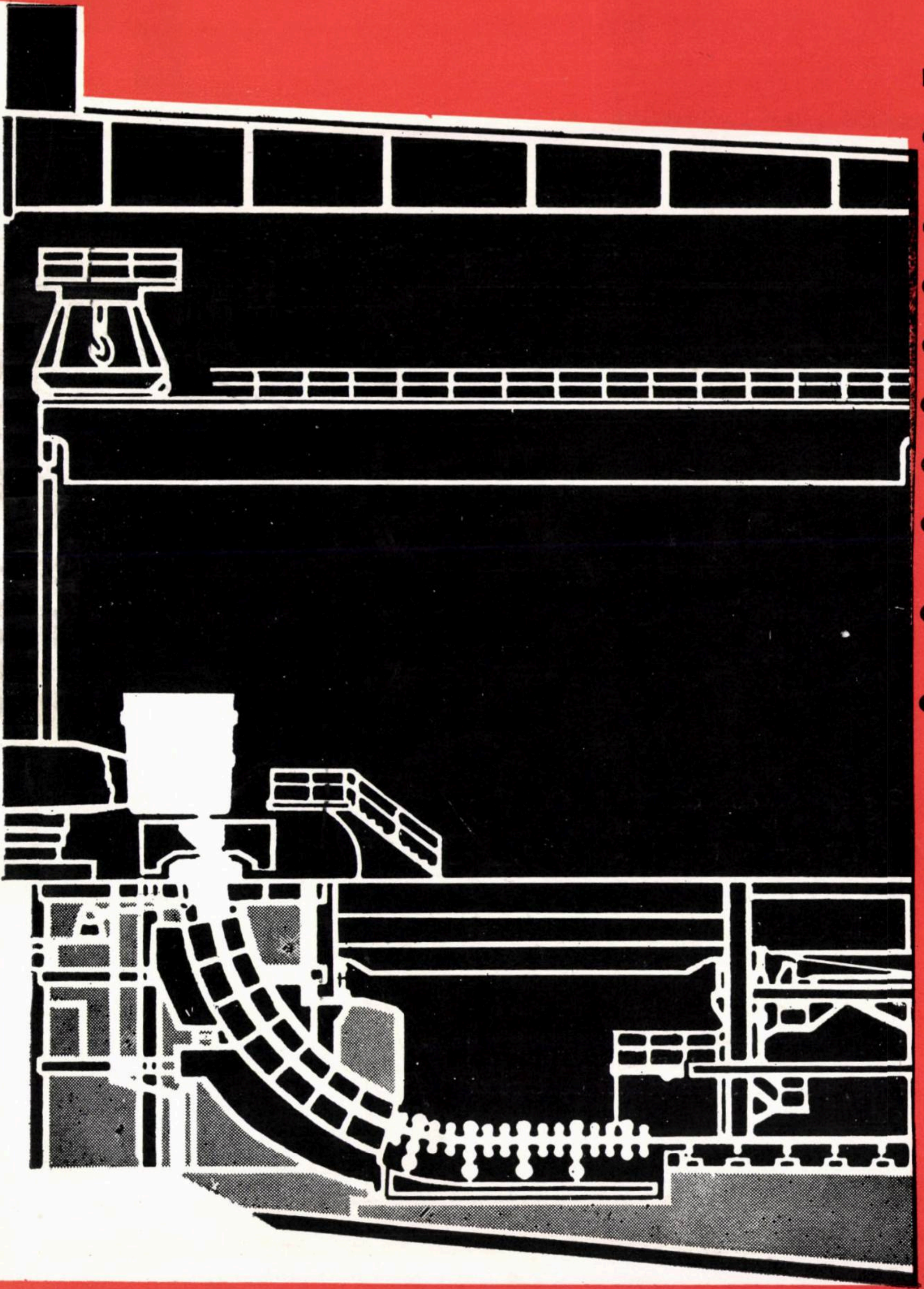
CENTRALA INDUSTRIALĂ SIDERURGICĂ REȘIȚA

Intreprinderea Oțelul Roșu

JOR 1796

Orașul Oțelul Roșu
Str. Mihail Eminescu nr. 10
Jud Caraș Severin

Telefon : 4 Telex : 013615
Cod Unit. 777.304.



PRODUCE SI LIVREAZA

- Semifabricate turnate continuu
- Platine
- Profile mici și mijlocii
- Table
- Benzi laminate la cald
- Benzi laminate la rece
- Oțeluri calibrate rotunde, hexagonale și pătrate
- Piese turnate din oțel și din aliaje neferoase
- Cilindri din fontă pentru laminoare

CSH

vă oferă

profile laminate din oţeluri carbon calmate şi necalmate, din oţeluri carbon de calitate, aliate şi slab aliate.

● rotunde cu diametrul de 10–180 mm ● cornier 20×20–150×150 mm ● I 18–I 24 ● U 6,5 – U 24 ● late de 20×5–150×20 mm ● benzi laminate la cald de 200×2 – 370×5,5 mm ● ţagle, blumuri pentru forjă, de 70×70 – 400×400 mm ● oţel beton cu profil periodic laminat la cald, oţel beton neted laminat la cald, sîrmă laminată la cald, profile speciale pentru armături de mină, pentru talpa şenilei de tractor etc.

1884 · 1974 CSH 90 ANI

COMBINATUL SIDERURGIC HUNEDOARA

Str. Dr. P. Groza nr. 8. Hunedoara ● Telex: 032411 ● Tel: 12533 – 11075 – 12767 – 11462 – 12747

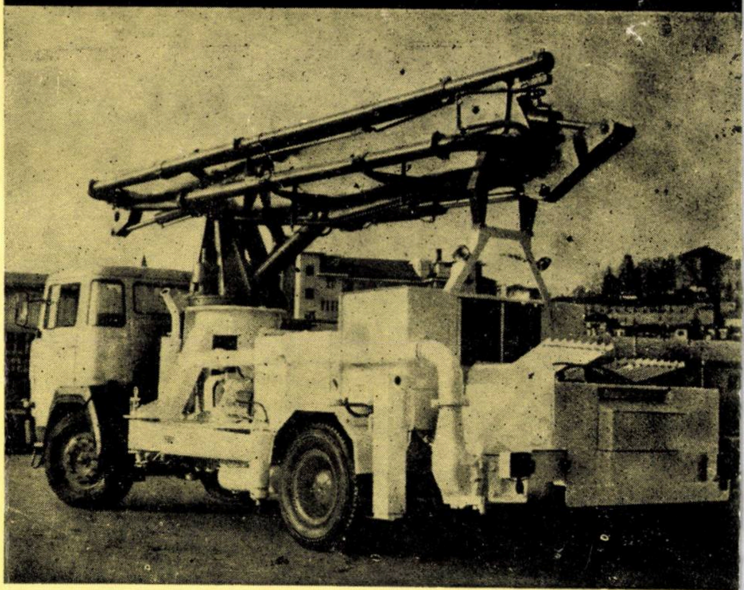
E 3280

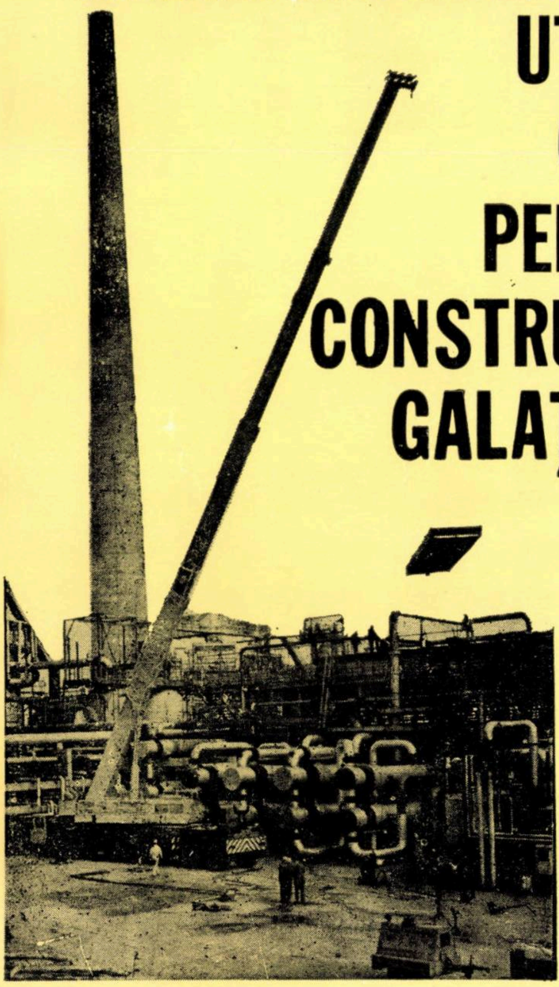
METALURGIA

6

METALURGIA • BUCUREŞTI • ANUL XXXII • NR. 6 • IUNIE 1980

ÎNTREPRINDEREA DE UTILAJ GREU PENTRU CONSTRUCŢII GALAŢI





(I. U. G. C. — Galaţi)

este profilată pentru mecanizarea lucrărilor de construcţii-montaj la obiectivele industriale din ramura metalurgiei situate în Galaţi, Călăraşi, Reşiţa, Hunedoara şi Tîrgovişte, fiind dotată în acest scop cu mijloace mecanizate dintre cele mai moderne :

- sonete pentru executarea piloţilor de tip Franky
- echipamente şi utilaje complete pentru execuţia de coloane forate cu diametre pînă la 800 mm şi adîncimi pînă la 40 m
- instalaţii pentru executarea de ecrane etanşe din beton cu lăţimea de 800 mm şi adîncimi pînă la 40 m
- automacarale şi macarale pe pneuri şi şenile cu capacităţi pînă la 140 t, printre care automacarale cu braţ telescopic între 80 şi 110 t
- o gamă variată de utilaje terasiere, buldozere, excavatoare, autoîncărcătoare cu care poate executa lucrări complexe de terasamente şi drumuri cu execuţia la tarif fizic
- instalaţii pentru punerea în operă a betonului, autopompe de beton cu capacităţi pînă la 60 m^3/h, automalaxoare cu capacitatea pînă la 5,5 m^3 etc.

I. U. G. C — Galaţi
Sos. Smîrdan nr. 2,
telefon : 30031

CONTENTS

DC : 669.162.267.4

Petrescu, P. and *Gherasim, T.*: **Energy aspects of blast furnace air blowing**

The article presents several aspects related to energy consumption during air blowing, oxygen formation, air preheating as well as top gas recovery.

Metalurgia 32 (1980), nr. 6, p. 281–282

DC : 621.774.3

Atanasiu, N.: **Pipe drawing over floating mandrel.Dynamic mandrel balance**

The paper describes the basic principles of floating mandrel sizing at pipe drawing in order to ensure a dynamic mandrel balance in the deformation focal point.

The paper also analyses the reasons which cause extreme conditions, that is the tendency of expelling or drawing away the mandrel in the deformation focal point.

Finally, the geometry of the floating mandrel is analysed according to the geometrical shape of mould and to the dimensions of drawn pipes.

Metalurgia 32 (1980), nr. 6, p. 283–187

DC : 669.14 : 621.785.1

Murguleț, N., Voicu, Gh., Nicolae, A., Dina, Vasilica and *Velincov, C.*: **Considerations on the heat regime of OL 52 steels**

The authors determine the factors of heat regime of OL 52–K. On the basis of a possible maximum regime accepted by the analysed steel and on the basis of an average intensity regime, accepted by the deformation regime and imposed by the necessity of obtaining solid oxide in the furnace.

Metalurgia 32 (1980), nr. 6, p. 288–290

DC : 62–272.002.2

Ieremia A., and *Fleşer, Tr.*: **Considerations on the construction of elastic springs of the "Sheet-Rod" type**

The paper presents the effective dimensioning and construction of elastic springs with "sheet-rod" profile. For the construction, the steel type Arc 2 and 34 MoCN15X were employed, the latter exhibiting improved elastic properties.

The computation relations for stress values in the spring reveal a large margin of loading capacity up to stress levels beyond the elastic limit recommended by standards. Finally, the computation of the deflection is reconsidered providing an adequate fitting of calculated and experimental data.

Metalurgia 32 (1980), nr. 6, p. 291–295

DC : 621.774.2 : 621.791 : 77

Bohosievici, N., Pînzaru, V. and *Iacomi, Felicia*: **Quality of induction welded tube seam**

In order to meet the increasing requirements of welded tube manufacturing, welding parameters must be observed, welding conditions must be estimated with the help of technological tests; it is also necessary to eliminate the stresses induced by welding heat cycle and those determined by the heat treatment of the material in the seam area.

Metalurgia 32 (1980), nr. 6, p. 296–298

DC : 621.74.042 : 669.35'6

Dobrescu, Gr.: **Concentric casting of bronze bushing parts**

Concentric casting with a single feeding system with centrifugal orientation of the metal flux, used for casting heavy non-ferrous alloy bushing, especially made of tin bronze, represents a technological process with several technical and economic advantages such as: minimal metal consumption, that is fuels and energy for manufacturing, green sand preparation, mould drying, minimal manpower and maximum productivity.

Metalurgia 32 (1980), nr. 6, p. 299–300

DC : 621.762.4 : 661.665

Nicolae, P.: **Aspects related to metal carbide sintering**

The paper studies WC-CO system sintering, pointing out the significant aspects of technological practice of hard alloy production.

The author highlights the importance of the quantity of liquid phase, related to Co rate in alloy composition as well as the theoretical aspects which may be useful in the right choice of sintering chart.

Metalurgia 32 (1980), nr. 6, p. 301–303

DC : 658.58 : 65.012.2

Pavel, N.: **Index system for planning of operational technological facility maintenance expenses**

Reliability for every facility may be estimated in two ways:

– by knowing the wear state and by detecting the weak technical points;

– by studying the points with high maintenance costs;

– Index system typical for operation maintenance ensures the economic and technical analysis efficiency and the well grounded decision making.

Metalurgia 32 (1980), nr. 6, p. 304–307

DC : 681.31

Ciucu, I. and *Ciucu, Victoria*: **Mathematical and statistical interpretation methods with the help of modern calculation technique**

The paper presents several mathematical and statistical interpretation methods with the help of the electronic computer.

For some of these methods, the authors describe the logical diagram of the programmes drawn up in FORTRAN language for FELIX–256 electronic computer.

Metalurgia 32 (1980), nr. 6, p. 308–309

DC : 662.765 : 669.1

Albăstroiu, P., Orosz, Ruxandra and Cutuca, C.: **Possible conversions of coke oven gas in reducing gas used in the iron and steel industry**

Metalurgia 32 (1980), nr. 6, p. 310–314

CD : 62.745.31 : 662.741.3

Roșoagă, M.: **Preheating of the coal burden at the coke oven charging. Applying possibilities at Galați Complex coke chemical work.**

Metalurgia 32 (1980), nr. 6, p. 315–318

INHALT

DK : 669.161.267.4

Petrescu, P. und *Gherasim, T.* : **Energetische Betrachtungen beim Lufteinblasen im Hochofen**

Die Arbeit analysiert einige Aspekte im Zusammenhang mit dem Energieverbrauch beim Lufteinblasen, für die Sauerstoffherstellung, Luftvorwärmung und für die Wiedergewinnung der Hochofengase.

Metalurgia 32 (1980), nr. 6, p. 281–282

DK : 621.774.3

Atanasiu, N. : **Das Ziehen der Rohre auf fliegendem Dorn. Das dynamische Gleichgewicht des Dornes**

In der Arbeit werden die Hauptprinzipien der Dimensionierung des fliegenden Dornes beim Rohrziehen beschrieben, so dass der dynamische Gleichgewicht im Verformungsbereich gesichert wird.

Zugleich werden auch die Gründe analysiert welche die Endstellungen bestimmen undzw. das Herausstossen oder der Antrieb des Dornes im Verformungsbereich.

Die Geometrie des fliegenden Dornes wird im Vergleich zur Stanzform und den Rohrabmessungen analysiert.

Metalurgia 32 (1980), nr. 6, p. 283–287

DK : 669.14 : 621.785.1

Murguleţ, N., Voicu, Gh., Nicolae, A., Dina, Vasilica und *Velincov, C.* : **Einige Betrachtungen über den Erwärmungszustand der Stähle OL 52—K**

In der Arbeit werden die Faktoren des Erwärmungszustandes der Stähle OL 52—K bestimmt, indem für die Erwärmung ein Maximalregime und ein für die Verformung mittleres Intensitätsregime benützt werden, zwecks Erhaltung im Ofen des Oxydes in fester Form.

Metalurgia 32 (1980), nr. 6, p. 288–290

DK : 62—272.002.2

Ieremia, A. und *Fleşer, Tr.* : **Betrachtungen zur Herstellung von Federn der Type „Flachstab"**

In der Arbeit wird die praktische Projektierungs — und Herstellungsweise von Federn des Profils "Flachstab" vorgestellt. Nebst der Verwendung von Federstahl 2 wird die Verwendung der Stahlmarke 34 MoCN15X hervorgehoben, die besonders günstige Elastizitätskenngrössen besitzt.

Die Rechenbeziehungen für die Spannungen in der Windung offenbaren eine Reserve an Tragfähigkeit bis zu hohen Spannugswerten, über die von Normen empfohlene Elastizitätsgrenze hinaus, ebenso wird die Rechenbeziehung der Durchbiegung abgeändert, was die Erzielung einer entsprechenden Übereinstimmung zwischen den berechneten und gemessenen Werten erlaubt.

Metalurgia 32 (1980), nr. 6, p. 291–295

DK : 621.774.2 : 621.791.77

Bohosievici, N., Pînzaru, V. und *Iacomi, Felicia.* : **Über die Schweissnahtqualität der Induktionsschweissrohre**

Für die Herstellung der für die heutigen Anforderungen notwendigen Rohrleitungen müssen die Schweissparameter, die Beurteilung des Schweissregimes durch technologische Versuche, die Ausscheidung der durch das Schweissen und die Wärmebehandlung hervorgerufenen Spannungen, eingehalten werden.

Metalurgia 32 (1980), nr. 6, p. 296–298

DK : 621.74.042 : 669.35'6

Dobrescu, Gr. : **Konzentrisches Giessen der aus Bronze hergestellten Büchsen**

Das konzentrische Giessen mit einheitlichem Begichtungssystem und Schleuderung des Metallstrahles, für das Giessen der Bronzen, ist ein Betriebsverfahren mit vielen wirtschaftlich-technischen Vorteilen wie : niedrige Metall-Brennstoff-und Energieverbräuche für die Herstellung, Vorbereitung der Formsande, das Trocknen der Giessformen, und maximale Produktivität.

Metalurgia 32 (1980), nr. 6, p. 299–300

DK : 621.762.4 : 661.665

Nicolae, P. : **Einige Betrachtungen über die Sinterung der Metallkarbide**

In der Arbeit wird die Sinterung im System WC-CO analysiert mit Angaben über die Herstellungstechnologie.

Es wird die Bedeutung der flüssigen Phase im Zusammenhang mit dem Cobaltgehalt in der Legierung unterstrichen und andere theoretische Aspekte für die richtige Auswahl eines Sinterungsdiagramms hervorgehoben.

Metalurgia 32 (1980), nr. 6, p. 301–303

DK : 658.58 : 65.012.2

Pavel, N. : **Rechensystem für die Planung der Instandhaltungskosten der Betriebsanlagen**

Für die Abschätzung der Betriebssicherheit der Betriebsanlagen müssen folgende Angaben gekannt werden :

— Der Anlagenverschleiss mit den technischen Schwachpunkte.

— Die Anlagenteile mit hohen Instandhaltungskosten.

Die spezifischen Instandhaltungsindikatoren sichern die wirtschaftlich-technische Analyse und eine begründete Entschlussnahme.

Metalurgia 32 (1980), nr. 6, p. 304–307

DK : 681.31

Ciucu, I. und *Ciucu, Victoria* : **Statistisch-mathematische Deutungsmethoden mit Hilfe moderner Rechentechnik**

Es werden einige statistisch-matematische Deutungsmethoden erläutert und deren Lösung mit Hilfe der elektronischen Digitalrechenmaschinen.

Für einige Methoden werden die logischen Schemen der in FORTRAN — Sprache für den elektronischen Rechner Felix C 256 zusammengestellten Programme ausgearbeitet.

Metalurgia 32 (1980), nr. 6, p. 308–309

DK : 662.765 : 669.1

Albăstroiu, P., Orosz, Ruxandra und *Cutuca, C.* : **Möglichkeiten für die Umwandlung des Kokereigases in Reduktionsgas, für den Einsatz im Hüttenwesen**

Metalurgia 32 (1980), nr. 6, p. 310–314

DK : 62.745.31 : 662.741.3

Roşoagă, M. : **Das Vorerhitzen der Kohle bei der Beschikkung der Koksöfen. Anwendungsmöglichkeiten im Kokereiwerk Galatz.**

Metalurgia 32 (1980), nr. 6, p. 315–318

SOMMAIRE

CD : 669.162.267.4

Petrescu, P. et *Gherasim, T.*: **Aspects énergétiques du soufflage d'air aux hauts fourneaux**

L'oeuvre présente certains aspects liés à la consommation d'énergie pendant le soufflage de l'air, la fabrication d'oxygène, le préchauffage de l'air et la récuperation du gaz de gueulard.

Metalurgia 32 (1980), nr. 6, p. 281—282

CD : 621.774.3

Atanasiu, N.: **L'étirage des tubes sur mandrin flottant. L'équilibre dynamique du mandrin**

L'oeuvre traite sur les principes de base concernant le dimensionnement du mandrin flottant pour l'étirage des tubes, pour assurer au mandrin un équilibre dynamique dans le foyer de déformation.

En outre, on analyse les causes qui déterminent les positions extrêmes, notamment la tendance d'expulsion ou d'entraînement du mandrin dans le foyer de déformation. Dans la partie finale de l'oeuvre on analyse le géometrie du mandrin flottant par rapport à la forme géometrique de la matrice et aux dimensions des tubes étirés.

Metalurgia 32 (1980), nr. 6, p. 283—287

CD : 669.14 : 621.785.1

Murgulеț, N., Voicu, Gh., Nicolae, A., Dina, Vasilica et *Velincov, C.*: **Considérations sur le régime de chauffage des aciers de nuance OL 52**

On établit les facteurs du régime thermique de chauffage des aciers de nuance OL 52—K, en employant pour le chauffage le régime maximal possible permis par l'acier investigué et un régime d'intensité moyenne, admis par le régime de déformation et dicté par la necessité d'obtenir — dans le four — de l'oxyde en état solide.

Metalurgia 32 (1980), nr. 6, p. 288—290

CD : 62—2720022

Ieremia A. et *Fleşer T.*: **Quelques considérations sur la réalisation des ressorts „anneau plan"**

Dans l'article on présente la modalité pratique de conception et réalisation des ressorts à profil „anneau plan". On met en évidence l'utilisation, à coté de l'acier Arc 2, de l'acier 34MoCN15X, qui présente des caractéristiques d'élasticité trés favorables.

Les relations de calcul des efforts dans l'anneau mettent en évidence une réserve de capacité de chargement jusqu'à des tensions elevées, dépassant la limite d'elasticité normalisée. On reconsidère aussi la relation de calcul de la flèche, obtenant ainsi la concordance entre les valeurs calculées et expérimentales.

Metalurgia 32 (1980), nr. 6, p. 291—295

CD : 621.774.2 :21791.77.

Bohasievici, N., Pînzaru, V. et *Iacomi, Felicia.*: **Aspects concernant la qualité des soudures des tubes soudés par induction**

L'article fait le point sur les conditions à observer dans la fabrications des conduites soudées, pour répondre aux exigences actuelles ; le respect des paramètres de soudage ; l'appréciation du régime de soudage à l'aide des essais technologiques ; l'élimination des tensions provoquèes par le cycle thermique de soudage et des tensions qui apparaissent suite au traitement thermique du matériel dans la zone de la soudure.

Metalurgia 32 (1980), nr. 6, p. 296—298

CD : 621.74.042. : 669·35′6

Dobrescu, Gr.: **La coulée concentrique des pièces en bronze de type moyeu**

La coulée concentrique, avec un système d'alimentation unitaire et une conduite centrifuge du jet de métal, applicable à la coulée des moyeux en alliages non-ferreux lourds, surtout en bronzes à l'étain, est un procédé technologique remarquable avec des multiples avantages techniques et économiques ; consommation minimale de métal, d'énergie et de combustible pour l'élaboration, la préparation des sables de formage et le séchage des formes ; une main d'oeuvre minimale et une productivité maximale.

Metalurgia 32 (1980), nr. 6, p. 299—300

CD : 621.762.4 : 661.665

Nicolae, P.: **Aspects concernant le frittage des carbures métalliques**

Dans l'oeuvre on analyse le frittage du système WC-Co, en mettant en évidence les aspects significatifs pour la pratique technologique de l'obtention des alliages durs.

On présente l'importance de la quantité de phase liquide, en liaison avec le pourcentage de cobalt dans la composition de l'alliage, ainsi que d'autres aspects théorique utiles pour le choix correct d'un diagramme de frittage.

Metalurgia 32 (1980), nr. 6, p. 301—303

CD : 658·58 : 65.012.2

Pavel, N.: **Système d'indicateurs pour le planning des couts d'entretien fonctionnel des outillages technologiques**

Les possibilités d'estimation de l'état de sécurite en exploitation pour chacun outillage technologique sont ;

— la connaissance de l'état d'usure avec détection des points techniques faibles ;

— l'analyse des points avec des coûts d'entretien élevés.

Le système d'indicateurs spécifiques pour l'entretien fonctionnel assure une efficience de l'analyse technique et économique et donne la possibilité de prendre des decisions bien justifiées.

Metalurgia 32 (1980), nr. 6, p. 304—307

CD : 681.31

Ciucu, I. et *Ciucu, Victoria*: **Méthode d'interprétation statistique et mathématique à l'aide de la technique moderne de calcul**

L'oeuvre présente quelques méthodes d'interprétation statistique et mathématique à l'aide de l'ordinateur. Pour certaines méthodes on décrit les schémas logiques des programmes élaborés en langage FORTRAN pour l'ordinateur FELIX C—256.

Metalurgia 32 (1980), nr. 6, p. 308—309

CD : 662.765 : 669.1

Albăstroiu, P., Orosz, Ruxandra et *Cutuca, C.*: **Les possibilités de conversion du gaz de cokerie en gaz réducteur, en vue de son utilisation en sidérurgie**

Metalurgia 32 (1980), nr. 6, p. 310—314

CD : 62.745.31 : 662.7413

Roşoagă, M.: **Le préchauffage de la charge de charbon au chargement des fours de cokéfaction. Possibilités d'application à l'usine carbochimique du C. S. Galatzi.**

Metalurgia 32 (1980), nr. 6, p. 315—318

СОДЕРЖАНИЕ

ДК : 669.162.267.4

Петреску, П. и Герасим, Т.: **Энергетические аспекты вдувания воздуха в доменные печи**

Представлены некоторые аспекты связанные с расходом энергии при вдувании воздуха, производство кислорода, подогрев воздуха и рекуперация доменных газов.

Metalurgia 32 (1980), nr. 6, p. 281–282

ДК : 621.774.3

Атанасиу, Н.: **Волочение труб на плавающей оправке. Динамическое равновесие оправки**

В работе описаны основные принципы, касающиеся размеров плавающей оправки при волочении труб, так чтобы обеспечить оправке динамическое равновесие в фокусе деформации.

Также, анализированы причины которые определяют крайние позиции, а именно тенденция выброса или увеличения оправки в фокусе деформации.

Геометрия плавающей оправки анализирована в связи с геометрической формой штампа и с размерами волоченных труб.

Metalurgia 32 (1980), nr. 6, p. 283–287

ДК : 669.14 : 621.785.1

Мургулец, Н., Войку, Г., Николае, А., Дина, Василика и Велинков, К.: **Соображения, касающиеся режима нагрева сталей марки ОЛ52**

В работе определены коэффициенты термического режима нагрева сталей марки ОЛ52-К, используя для нагрева максимальный возможный режим, допускаемый для исследуемой стали и режим средней интенсивности, допускаемый режимом деформации и предписанного необходимостью получения — в печи-окисла в твердом состоянии.

Metalurgia 32 (1980), nr. 6, p. 288–290

ДК : 62–272.002.2

Иеремия, А. и Флешер, Тг.: **Соображения по изготовлению пружин типа «плоского стержня»**

В работе представлен практический способ проектирования и изготовления пружин «плоского стержня». По мимо употребления стали Арк 2 выделяется и сталь 34МоСИ 15Х, имеющая особые хорошие упругие характеристики.

Расчетные отношения для усилий витка показывают запас нагрузочной способности до высоких напряжений сверх предела упругости, рекомендуемой нормативами. Также, пересчитывается расчетное отношение стрелы, позволяя получить соответствующую согласованность между расчетными и экспериментальными значениями.

Metalurgia 32 (1980), nr. 6, p. 291–295

ДК : 621.774.2 : 621.791.77

Бохосиевичь, Н., Пынзару, В. и Якоми, Феличия: **Аспекты, касающиеся качества шва труб индукционно сваренных**

При производстве сваренных трубопроводов на уровне современных требований необходимо соблюдение параметров сварки, оценка режима сварки технологическими испытаниями, исключение напряжений вызванных термическим циклом сварки и тех которые появляются при термической обработке материала в зоне сварки.

Metalurgia 32 (1980), nr. 6, p. 296–298

ДК : 621.74.042 : 669.35'6

Добреску, Гр.: **Концентрическое литье деталей втулок, изготовленных из бронза**

Концентрическое литье, с единичной системой подачи, с центробежным направлением металлической струи, применяемое при литье втулок из тяжелых цветных сплавов, а именно из оловянистой бронзы, является технологическим процессом с многочисленными технико-экономическими преимуществами: сокращенные расходы металла, следовательно топлива и энергии для выплавки, подготовки формировочных смесей, сушки форм максимальная производительность и минимальные затраты труда.

Metalurgia 32 (1980), nr. 6, p. 299–300

ДК : 621.762.4 : 661.665

Николае, П.: **Аспекты, касающиеся синтеризации металлических карбид**

В работе анализируется синтеризация системы WC-Co выявляя значительные аспекты для технологической практики получения твердых сплавов.

Представлено значение количества жидкой фазы, связанная с процентом кобальта, из состава сплава, а также и другие теоретические аспекты, полезные для правильного выбора диаграммы синтеризации.

Metalurgia 32 (1980), nr. 6, p. 301–303

ДК : 658.58 : 65.012.2

Павел, Н.: **Система показателей для планирования расходов с функциональным уходом за технологическим оборудованием**

Возможности оценки безопасного состояния в эксплуатации любого технологического оборудования следующие:

— познание состояния износа с обнаружением точек технически ослабленных;

— анализ точек с повышенными стоимостями ухода.

Система показателей специфических функциональному уходу обеспечивает эффективность технико-экономического анализа и делает возможным принятие оправданных решений.

Metalurgia 32 (1980), nr. 6, p. 304–307

ДК : 681.31

Чюку, И. и Чюку, Виктория: **Методы статистическо-математической интерпретации с помощью современной вычислительной техники**

В работе представлены некоторые методы статистическо–математической интерпретации, решающие с помощью вычислительной машины.

Для некоторых из этих методов описаны логические схемы составленных программ на языке ФОРТРАН для электронно – вычислительной машины ФЕЛИКС С-256.

Metalurgia 32 (1980), nr. 6, p. 308–309

ДК : 662.762 : 669.1

Албэстрою, П., Орос, Руксандра и Кутука, К.: **Возможности конверсии коксового газа в восстановительный газ для применения в черной металлургии**

Metalurgia 32 (1980), nr. 6, p. 310–314

ДК : 62.745.31 : 662.741.3

Рошоагэ, М.: **Предварительный нагрев угольной шихты при загрузке коксовальной печи. Возможности применения на коксохимическом заводе М. К. Галац**

Metalurgia 32 (1980), nr. 6, p. 315–318

METALURGIA 6

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ȘI AL CONSILIULUI NAȚIONAL AL INGINERILOR ȘI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA 1980

Ing. P. Petrescu
Centrul de perfecționare profesională a lucrătorilor din industria metalurgică – București
și
ing. T. Gherasim
Centrul de cercetări și proiectări de fabricație pentru țevi și trefilate – București

Aspecte energetice ale insuflării aerului la furnale

CZ : 669.162.267.4

În articol se prezintă unele aspecte energetice ale insuflării aerului la furnale. Valorile de referință s-au luat corespunzătoare unui furnal de 2700 m³, dar valorile specifice nu diferă mult în zona furnalelor de volum mare.

Se examinează :

— antrenarea suflantei cu turbină cu abur de 35 ata ;

— antrenarea suflantei cu turbină cu aburi de 90 ata ;

— antrenarea suflantei cu electromotor ;

— influența adaosului de oxigen în aerul insuflat.

Rezultatele calculelor sînt centralizate în tabelul 1 pentru consumul de energie la suflante.

Efectele adaosului de oxigen sînt centralizate în tabelul 2, unde s-a luat în considerare 32% oxigen în aerul insuflat concomitent cu adaos de păcură, la un consum specific de cocs de referință de 400 kg cu 90 kg păcură pe tona de fontă.

În consumul de energie total s-a inclus și cel pentru producerea oxigenului, care s-a luat global cu 0,6 kWh/Nm³ oxigen și cu 2450 kcal/kWh, rezultînd la 90 m³ oxigen pe tona de fontă un consum de 132 300 kcal/t fontă.

Analiza surselor de energie pentru producerea oxigenului nu s-a luat în considerare în această etapă.

Aspectele energetice se întregesc cînd se iau în considerare și consumurile energetice pentru preîncălzirea aerului și, deoarece aceasta se realizează pe seama gazului de furnal recuperat, trebuie să se țină seamă și de diferențele ce rezultă în debitul și puterea calorică a gazului de furnal.

Preîncălzirea aerului s-a calculat cu 445 kcal/Nm³. Rezultatele calculului sînt redate în tabelul 3.

Concluziile principale care rezultă sînt următoarele :

Tabelul 1

Consumul de energie la insuflarea aerului

Denumirea	U/M	Serv. interne	Antrenare turbină	Total energie consumată, kcal/1 000 Nm³
Turbină cu aburi 35 ata	kWh/1000 Nm³ tcc/U/M kcal/1000 Nm³	6,1 0,35 14 945	75,8 0,51 270 606	285 551
Turbină cu aburi 90 ata	,,	6,1 0,35 14 945	75,8 0,42 222 852	237 797
Electromotor	,,	— — —	76 0,35 186 200	186 200

Tabelul 2

Efectele adaosului de oxigen

	Consum energie, kcal/1 000 Nm^3	Debit aer, Nm^3/t fontă cu		Consum de energie total, kcal/t fontă	
		0% O_2	32% O_2	0% O_2	32% O_2
I	285 551	1 140	825	325 528	367 880
II	237 797	1 140	825	271 089	318 483
III	186 200	1 140	825	212 268	285 915

— Din punct de vedere exclusiv energetic antrenarea suflantelor cu electromotor este cea mai indicată, energia consumată la suflante, inclusiv cea pentru producerea oxigenului fiind 77% față de turbinele de 30 ata și de 87% față de turbinele de 90 ata.

— Acționarea cu electromotor și insuflare de oxigen reprezintă 88% din insuflarea fără oxigen la 30 ata și 1,05% la 90 ata.

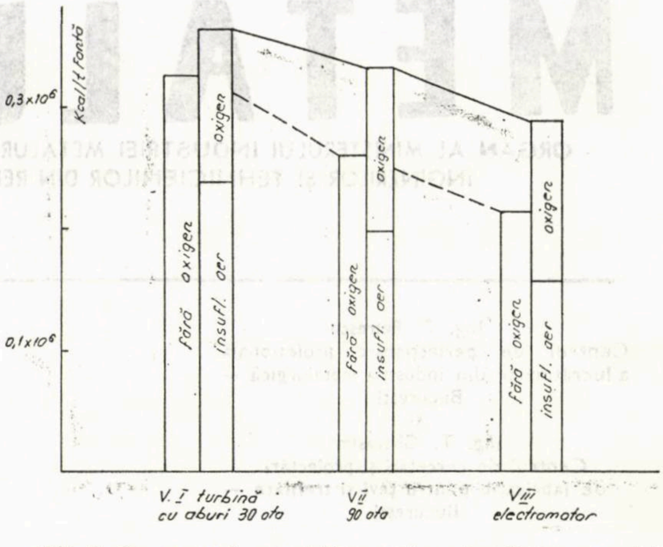


Fig. 2. Consumuri energetice pentru insuflarea aerului (exclusiv preîncălzire)

Consumul total de energie la insuflarea aerului în furnale *Tabelul 3*

Denumirea / Conținut O_2		21% O_2	32% O_2
Energia de insuflare, kcal/t fontă	*I* *II* *III*	325 528 271 089 212 268	367 880 328 483 285 915
Energia de preîncălzire, kcal/t fontă		507 300	367 125
Energia recuperată în gazul de furnal, kcal/t fontă		(1 650 Nm^3 × 815 kcal/Nm^3) 1 344 750	(1 370 Nm^3 × 1 116 kcal/Nm^3) 1 528 920
Diferența de energie recuperată, kcal/t fontă		0	+184 170
Energia totală consumată (1 + 2 – 4), kcal/t fontă	*I* *II* *III*	832 838 778 389 719 568	550 830 511 438 468 870

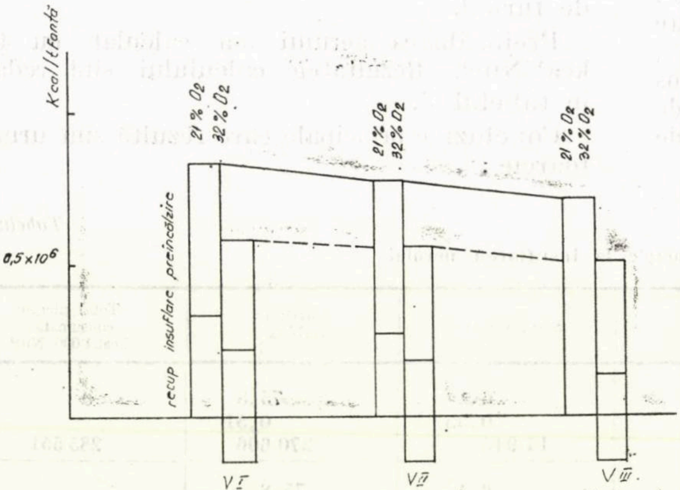


Fig. 1. Consumul energetic total la insuflarea și preîncălzirea aerului

— Consumul energetic total pentru insuflarea aerului, producerea oxigenului, preîncălzirea aerului și recuperarea gazului de furnal demonstrează că utilizarea oxigenului este avantajoasă, deoarece energia totală consumată la un conținut de O_2 de 32% în aerul insuflat reprezintă 76% din cea consumată în cazul unui conținut de oxigen de 21%.

— Dacă insuflarea oxigenului se analizează din punct de vedere energetic și economic în bilanțul furnalului propriu-zis, utilizarea oxigenului aduce o economie energetică la insuflarea propriu-zisă de aer, consumul de energie la insuflare fiind de 72% din cel al utilizării aerului normal.

— Analiza de mai sus a tratat numai unele aspecte. Ca urmare o analiză cuprinzătoare a tuturor aspectelor energetice ale furnalului, ce va fi prezentată în viitor, poate determina o politică energetică a elaborării fontei, cu însemnate economii de energie și valută.

BIBLIOGRAFIE

[1] Petrescu, P. *Aspecte tehnice și economice ale unei politici energetice a elaborării fontei în furnal.* În :Metalurgia, nr. 5, 1980, p. 229–233.

Dr. ing. N. Atanasiu
Institutul politehnic — București

Tragerea țevilor pe dorn flotant. Echilibrul dinamic al dornului

CZ: 621.774.3

La tragerea țevilor se aplică frecvent două procedee și anume: a) tragerea liberă, fără suport interior, printr-o matriță conică convergentă și b) tragerea pe dorn fix sau pe dorn mobil [1].

În ultimul timp s-a dezvoltat procedeul de tragere pe dorn flotant pentru fabricarea țevilor cu pereți subțiri și de lungimi mari, fiind caracterizat printr-o productivitate ridicată [2]—[5].

La tragerea liberă (fig. 1) se obțin țevi de lungimi mari, fără asigurarea controlului grosimii peretelui, iar țevile prezintă o suprafață interioară încrețită și rugoasă.

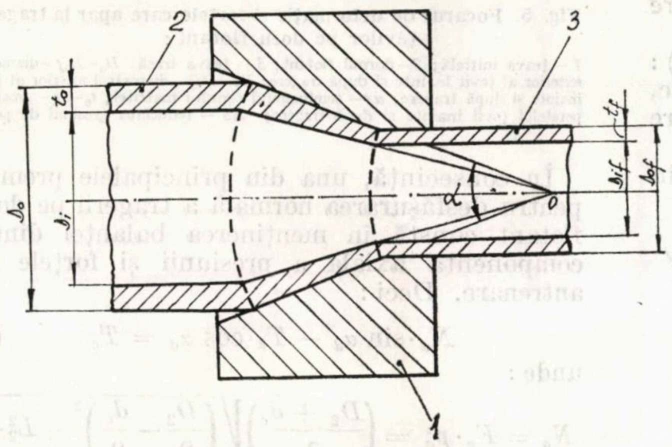


Fig. 1. Tragerea liberă a țevilor, fără suport interior, printr-o matriță conică convergentă:

1 — matriță; 2 — țeava inițială; 3 — țeava trasă; D_0 și Di — diametrul inițial exterior și interior al țevii; D_{0f} și D_{if}—diametrul final exterior și interior; αf — unghiul conului matriței; t_0 și tf — grosimea peretelui țevii înainte și după tragere

Tragerea pe dorn fix sau pe dorn mobil permite micșorarea diametrului exterior și interior al țevii, reducerea grosimii peretelui, concomitent cu lungirea țevii și obținerea unei suprafețe interioare a țevii netede și curate.

Dornul fix poate fi cilindric (fig. 2, *a*) sau conic (fig. 2, *b*), fiind menținut în matriță cu ajutorul unei tije, peste care, în prealabil, s-a introdus țeava. Procedeul determină pierderi ridicate de energie prin frecare la interfața dorn-țeavă.

În timpul tragerii, tija dornului preia o anumită sarcină de tracțiune, de aceea tija suferă deformații elastice la întindere și compresiune. Ca urmare, se produce oscilarea axială a dornului cu repercusiuni nefavorabile asupra funcționării instalațiilor de tragere și chiar asupra calității țevilor.

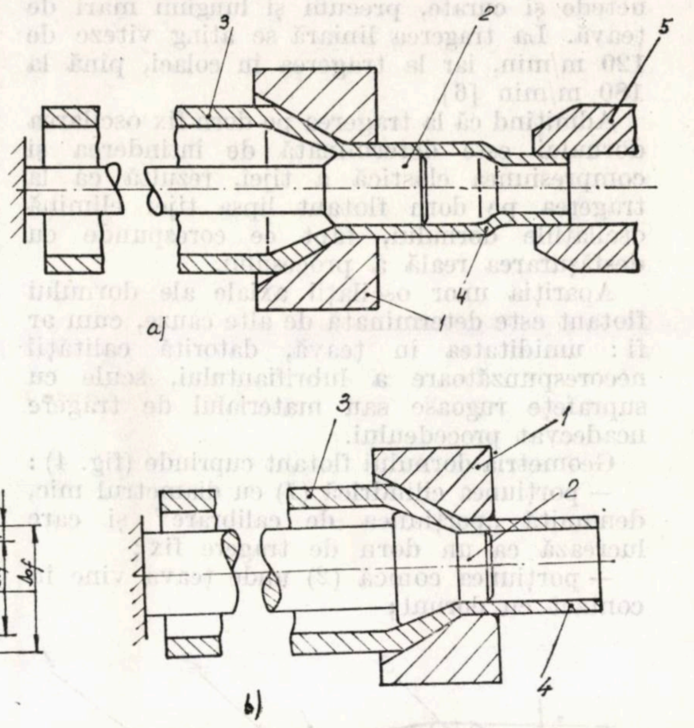


Fig. 2. Tragerea țevilor pe dorn fix:

a — dorn cilindric; *b* — dorn conic; *1* — filieră; *2* — dorn; *3* — țeava inițială; *4* — țeava trasă; *5* — mecanismul de tragere

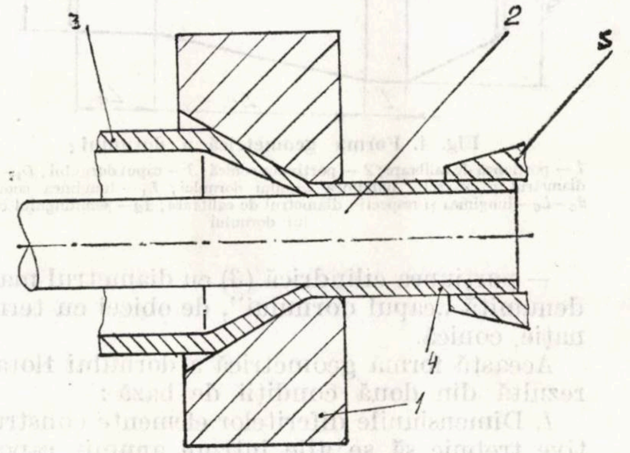


Fig. 3. Tragerea pe dorn mobil:

1 — matriță; *2* — dorn mobil; *3* — țeava inițială; *4* — țeava trasă; *5* — mecanismul de tragere

În cazul tragerii pe dorn mobil (fig. 3), acesta părăsește matrița cu viteza de tragere a țevii, minimizînd astfel pierderile prin frecare la interfața dorn-țeavă. Procesul de tragere se întrerupe pentru introducerea și scoaterea dornului din țeavă, iar tragerea se realizează cu viteze relativ scăzute. Lungimea țevii este limitată de lungimea dornului mobil.

Procedeul de tragere pe dorn flotant asigură atît avantajele tragerii libere, cît și cele ale tragerii pe dorn fix, adică se realizează reducerea diametrelor exterior și interior, precum și a grosimii peretelui, se obțin suprafețe interioare netede și curate, precum și lungimi mari de țeavă. La tragerea liniară se ating viteze de 120 m/min, iar la tragerea în colaci, pînă la 180 m/min [6].

Admițînd că la tragerea pe dorn fix oscilarea dornului este determinată de întinderea și compresiunea elastică a tijei, rezultă că la tragerea pe dorn flotant lipsa tijei elimină oscilațiile dornului, fapt ce corespunde cu desfășurarea reală a procesului.

Apariția unor oscilații axiale ale dornului flotant este determinată de alte cauze, cum ar fi : umiditatea în țeavă, datorită calității necorespunzătoare a lubrifiantului, scule cu suprafețe rugoase sau materialul de tragere neadecvat procedeului.

Geometria dornului flotant cuprinde (fig. 4) :

— porțiunea cilindrică (*1*) cu diametrul mic, denumită „porțiunea de calibrare" și care lucrează ca un dorn de tragere fix ;

— porțiunea conică (*2*) unde țeava vine în contact cu dornul ;

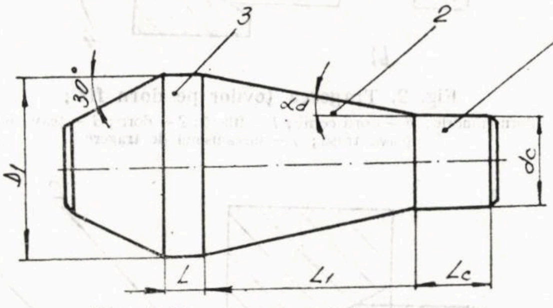


Fig. 4. Forma geometrică a dornului :

1 — porțiunea de calibrare ; *2* — porțiunea conică ; *3* — capul dornului ; $D_1 - L$ — diametrul și respectiv lungimea capului dornului ; L_1 — lungimea conului ; $d_c - L_c$ — lungimea și respectiv diametrul de calibrare ; α_d — semiunghiul conului dornului

— porțiunea cilindrică (*3*) cu diametrul mare, denumită „capul dornului", de obicei cu terminație conică.

Această formă geometrică a dornului flotant rezultă din două condiții de bază :

1. Dimensiunile diferitelor elemente constructive trebuie să se afle într-un anumit raport, care să asigure dornului un echilibru dinamic în focarul de deformație sub acțiunea presiunii normale și a forțelor de frecare care variază continuu.

2. Geometria dornului trebuie să asigure reducerea dimensiunilor țevii pe conul de intrare a matriței și pe porțiunea conică a dornului.

Focarul de deformație și forțele care apar în procesul de tragere a țevilor pe dorn flotant s-au reprezentat în figura 5. Se observă că la interfața dorn-țeavă, pe porțiunea conică a dornului, presiunea normală determină o forță N_a, a cărei componentă axială tinde să expulzeze dornul, în timp ce forțele de frecare T_k și T_c, pe porțiunea conică și respectiv pe cea cilindrică, care apar la interfața dorn-țeavă, antrenează dornul în focarul de deformație.

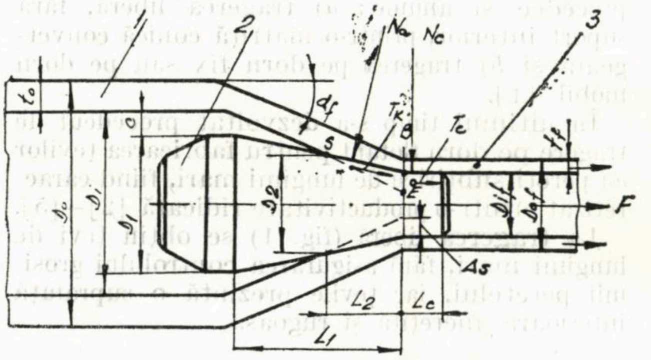


Fig. 5. Focarul de deformație și forțele care apar la tragerea țevilor pe dorn flotant :

1 — țeava inițială ; *2* — dornul flotant ; *3* — țeava trasă ; $D_0 - D_{0f}$ — diametrul exterior al țevii înainte și după tragere ; $D_i - D_{if}$ — diametrul interior al țevii înainte și după tragere ; α_f — semiunghiul conului matriței ; $t_0 - t_f$ — grosimea peretelui țevii înainte și după tragere ; ΔS — reducerea grosimii de perete

În consecință, una din principalele premise pentru desfășurarea normală a tragerii pe dorn flotant constă în menținerea balanței dintre componenta axială a presiunii și forțele de antrenare. Deci :

$$N_a \cdot \sin \alpha_d - T_k \cdot \cos \alpha_d = T_c \tag{1}$$

unde :

$$N_a = F_a \cdot p_a = \left(\frac{D_2 + d_c}{2}\right) \sqrt{\left(\frac{D_2}{2} - \frac{d_c}{2}\right)^2 + L_2^2} \cdot p_a \tag{2}$$

$$T_k = p_a \cdot F_a \cdot f = N_a \cdot f \tag{3}$$

$$T_c = N_c \cdot f = p_c \cdot \pi \cdot d_c \cdot L_c \cdot f \tag{4}$$

în care : p_a este presiunea specifică pe porțiunea conică a dornului ; p_c — presiunea specifică pe porțiunea de calibrare a dornului ; f — coeficientul de frecare avînd aceleași valori atît în porțiunea conică, cît și în cea cilindrică a dornului.

Forțele de antrenare cresc cu mărimea lungimii porțiunii de calibrare a dornului, cu sporirea coeficientului de frecare și cu scăderea semiunghiului conului dornului.

La proiectarea dornurilor flotante trebuie să se țină seamă de geometria matriței și de dimensiunile țevii pentru a se evita instabilitatea dornului la tragere. În cazul unui diametru prea mic al porțiunii cilindrice, dornul nu va influența procesul de tragere, iar dacă diametrul este prea mare atunci peretele țevii va fi puternic solicitat, ceea ce duce la fisurarea și ruperea țevii.

În focarul deformaţiei, dornul poate ocupa două poziţii extreme. Astfel, în figura 6, *a* dornul se află în poziţia extremă-stînga cînd $X = X_{max}$; în acest caz porţiunea conică a dornului nu este în contact cu peretele ţevii

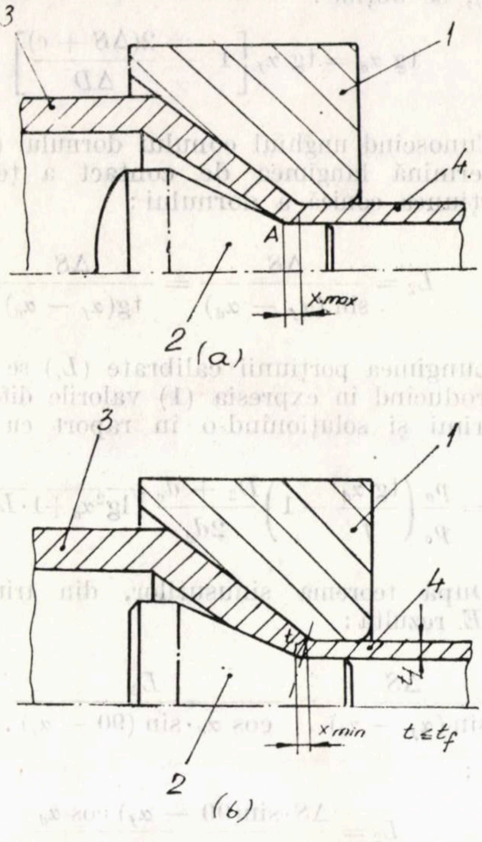


Fig. 6. Poziţiile extreme ale dornului în focarul de deformaţie :

a — poziţia extremă stînga ; *б* — poziţia extremă dreapta ; *1* — matriţa ; *2* — dornul ; *3* — ţeava iniţială ; *4* — ţeava trasă

şi deci nu influenţează reducerea. Tragerea se va produce obişnuit, iar diametrul interior al ţevii va fi determinat de porţiunea de calibrare a dornului.

În poziţia extremă-dreapta (fig. 7, *b*) cînd $X = X_{min}$, frecarea de contact şi antrenarea dornului, în focarul deformaţiei, sînt suficient de ridicate pentru a trage dornul în ţeavă spre punctul în care grosimea t la părăsirea porţiunii conice devine mai mică decît t_f, grosimea de ieşire. Ca urmare, se produce subţierea peretelui şi ruperea ţevii.

Aceleaşi extreme se produc dacă diametrul porţiunii de calibrare a dornului este prea mare [7], [8].

Poziţiile extreme ale dornului sînt date de expresiile :

$$X_{min} = (R_{0f} - R_{if})\,\mathrm{tg}\,\frac{\alpha_d}{2} \qquad (5)$$

$$X_{max} = (R_0 - R_i)/\sin\alpha_f - (R_{0f} - R_{if})\,\mathrm{ctg}\,\alpha_f \qquad (6)$$

Cele două poziţii extreme ale dornului pot avea loc dacă frecarea pe dorn este prea mică (pentru X_{min}) sau prea mare (pentru X_{max}). Prin urmare, dornul se va afla într-un echilibru dinamic dacă valoarea frecării pe dorn va fi mai mare sau mai mică decît valoarea critică minimă.

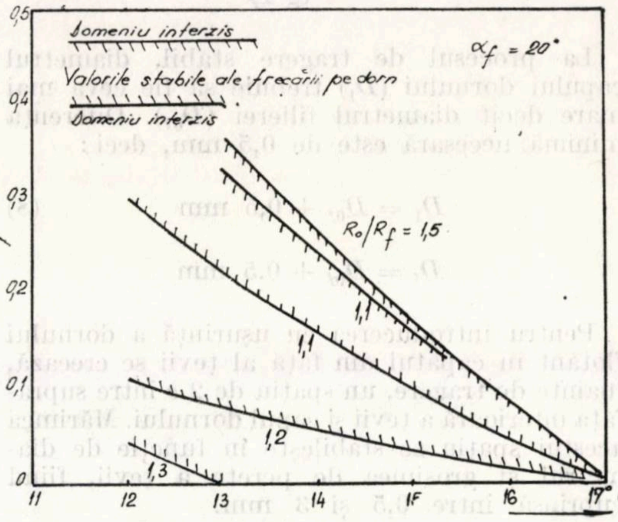


Fig. 7. Dependenţa frecării de contact pe dorn de semiunghiul conului dornului şi de raportul R_0/R_{cf}

Valorile critice ale frecării pe dorn sînt trecute în graficul din figura 7, în funcţie de unghiul dornului (α_d) şi de raportul R_0/R_f. Zonele haşurate dintre liniile caracteristice indică domeniile pentru echilibrul dinamic al dornului. Parţial liniile caracteristice corespunzătoare valorii minime a frecării pe dorn, necesară curgerii stabile, se află sub zero. Acest lucru indică faptul că orice valoare a frecării pe dorn, aflată sub curba maximă, este o valoare stabilă.

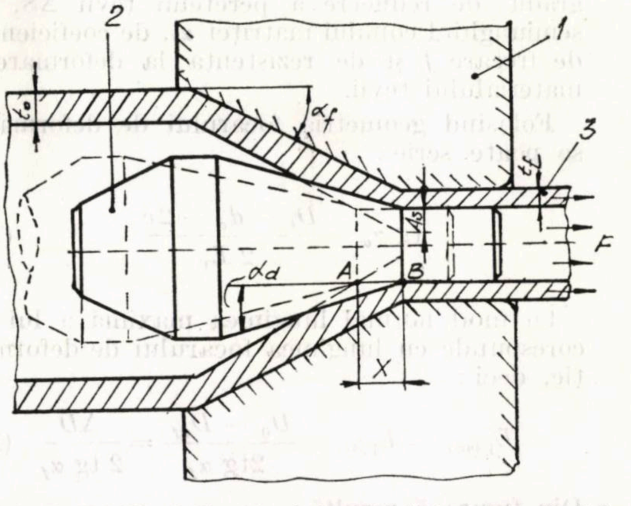


Fig. 8. Echilibrul dinamic al dornului flotant între limitele posibile ale poziţiei sale :

1 — matriţă ; *2* — dorn ; *3* — ţeava trasă

În cazul tragerii normale, dornul se va afla în echilibru dinamic între limitele posibile ale poziţiei sale (punctele A şi B din fig. 8). Distanţa dintre aceste puncte fiind dată de expresia:

$$X = \frac{\Delta S}{\text{tg}\ \alpha_f} \qquad (7)$$

La procesul de tragere stabil, diametrul capului dornului (D_1) trebuie să fie ceva mai mare decît diametrul filierei (D_{0f}). Diferenţa minimă necesară este de 0,5 mm, deci:

$$D_1 = D_{0f} + 0{,}5 \text{ mm} \qquad (8)$$

$$D_i = D_{0f} + 0{,}5 \text{ mm}$$

Pentru introducerea cu uşurinţă a dornului flotant în capătul din faţă al ţevii se creează, înainte de tragere, un spaţiu de 2 c între suprafaţa interioară a ţevii şi capul dornului. Mărimea acestui spaţiu se stabileşte în funcţie de diametrul şi grosimea de perete a ţevii, fiind cuprinsă între 0,5 şi 3 mm.

Prin urmare, diametrul exterior şi interior al ţevii la intrarea în filieră va fi:

$$D_0 = D_{0f} + 1 \text{ mm} \qquad (9)$$

$$D_i = D_{0f} + 2\ t_0 + 1 \text{ mm}$$

La tragerea ţevilor pe dorn flotant, această dependenţă, care este aproximativă, constituie totuşi una din condiţiile cele mai importante pentru folosirea dornului flotant.

Pentru determinarea dimensiunilor elementelor constructive ale dornului (α_d, L_c şi L_1) se folosesc mărimile iniţiale D_2 şi L_2, care au caracter variabil. Aceste mărimi depind de gradul de reducere a peretelui ţevii ΔS, de semiunghiul conului matriţei α_f, de coeficientul de frecare f şi de rezistenţa la deformare a materialului ţevii.

Folosind geometria focarului de deformaţie se poate scrie:

$$\text{tg}\ \alpha_d = \frac{D_i - d_c - 2c}{2\ L_1} \qquad (10)$$

În mod normal lungimea maximă a lui L_1 corespunde cu lungimea focarului de deformaţie, deci:

$$L_{1\,max} = L_{1\,foc.} = \frac{D_0 - D_{0f}}{2\text{tg}\ \alpha_f} = \frac{\Delta D}{2\ \text{tg}\ \alpha_f} \qquad (11)$$

Din figura 5 rezultă:

$$(D_0 - D_i) - (D_{0f} - d_c) = 2\ \Delta S \qquad (12)$$

iar:

$$D_i - d_c = \Delta D - 2\Delta S \qquad (13)$$

Introducînd (13) în (10) şi ţinînd seamă de (11), se obţine:

$$\text{tg}\ \alpha_d = \text{tg}\ \alpha_f \left[1 - \frac{2(\Delta S + c)}{\Delta D}\right] \qquad (14)$$

Cunoscînd unghiul conului dornului (α_d), se determină lungimea de contact a ţevii cu porţiunea conică a dornului:

$$L_2 = \frac{\Delta S}{\sin\ (\alpha_f - \alpha_d)} = \frac{\Delta S}{\text{tg}(\alpha_f - \alpha_d)} \qquad (15)$$

Lungimea porţiunii calibrate (L_c) se obţine introducînd în expresia (1) valorile diferitelor mărimi şi soluţionînd-o în raport cu L_c:

$$L_c = \frac{p_a}{p_c}\left(\frac{\text{tg}\ \alpha_d}{f} - 1\right)\frac{D_2 + d_c}{2d_c}\sqrt{\text{lg}^2\alpha_d + 1 \cdot L_2} \qquad (16)$$

După teorema sinusurilor, din triunghiul SBE rezultă:

$$\frac{\Delta S}{\sin\ (\alpha_f - \alpha_d)} = \frac{L_2}{\cos\ \alpha_d \cdot \sin\ (90 - \alpha_f)} \qquad (17)$$

sau:

$$L_2 = \frac{\Delta S \cdot \sin(90 - \alpha_f)\ \cos\ \alpha_d}{\sin\ (\alpha_f - \alpha_d)} \qquad (17')$$

În cazul unghiului filierei $\alpha_f = 12°$ şi $\alpha_d \leqslant 10°$, $\cos\ \alpha_d \cong \sin(90 - \alpha_f) \cong 1$.

Deci:

$$L_2 = \frac{\Delta S}{\sin\ (\alpha_f - \alpha_d)} = \frac{\Delta S}{\text{tg}(\alpha_f - \alpha_d)} \qquad (18)$$

Valoarea lui $D_2 = 2 \cdot L_c \cdot \text{tg}\ \alpha_d + d_c = 2\,\dfrac{\Delta S}{\sin(\alpha_f - \alpha_d)} \cdot \text{tg}\ \alpha_d + d.$

Deci lungimea porţiunii de calibrare va fi:

$$L_c = \frac{p_a}{p_c}\left(\frac{\text{tg}\ \alpha_d}{f} - 1\right)\frac{\Delta S}{\sin\ (\alpha_f - \alpha_d)} \cdot$$

$$\left[\frac{\Delta S\ \text{tg}\ \alpha_d}{\sin\ (\alpha_f - \alpha_d) d_c} + 1\right]\sqrt{\text{tg}^2\alpha_d + 1} \qquad (19)$$

În timpul tragerii ţevilor, poziţia dornului se autoreglează în focarul de deformaţie. Astfel, la o variaţie continuă a parametrilor tehnologici se produce modificarea mărimilor din (19), iar dornul se deplasează în focarul de deformaţie refăcînd echilibrul inițial. Pentru a ilustra acest lucru se prezintă relația (1) sub forma:

$$N_a \cdot \sin \alpha_d - N_a \cdot f \cdot \cos \alpha_d = N_c \cdot f \qquad (20)_1$$

sau:

$$N_c = N_a \left(\frac{\text{tg}\ \alpha_d}{f} - 1 \right) \cos \alpha_d \qquad (20)_2$$

Prin urmare, odată cu creșterea valorilor L_2 și p_a pe seama sporirii lui ΔS sau a variației rezistenței la deformare a materialului, dornul se va deplasa spre partea de ieșire din focarul de deformație. Această deplasare va continua pînă cînd valorile lui ΔS sau p se compensează prin reducerea contactului dintre țeavă și dorn.

Din expresia (20) rezultă că pentru $\frac{p_c}{p_a} < 1$ există $\frac{N_c}{N_a} < 1 > 0$,

deci:

$$\frac{N_c}{N_a} = \left(\frac{\text{tg}\ \alpha_d}{f} - 1 \right) \cos \alpha_d < 1, \quad \text{dar} > 0 \qquad (21)$$

și:

$$\frac{\text{tg}\ \alpha_d}{f} - 1 < 1, \quad \text{dar} > 0 \qquad (22)$$

Mărimea $\frac{\text{tg}\ \alpha_d}{f} - 1$ are numai valori pozitive, deci:

$$\frac{\text{tg}\ \alpha_d}{f} - 1 > 0 \text{ și } \frac{\text{tg}\ \alpha_d}{f} > 1 \qquad (23)$$

În concluzie se pot menționa următoarele:

— Unghiul conului dornului stabil trebuie să fie mai mic decît unghiul matriței, iar diferența devine mai mare pentru țevi cu pereți groși.

— Creșterea unghiului matriței modifică caracteristicile frecării maxime pe dorn, astfel că unghiul dornului se mărește dar frecarea pe dorn, pentru legături echivalente dintre filieră și dorn, rămîne neschimbată.

— Micșorarea valorilor unghiului conului și sporirea valorilor frecării pe matriță determină creșterea valorilor minime și maxime permise ale frecării pe dorn.

— Elementele constructive ale dornului flotant trebuie să se afle într-un anumit raport dimensional pentru a se asigura dornul echilibrul dinamic în focarul de deformație.

— Desfășurarea normală a tragerii țevilor pe dorn flotant necesită menținerea balanței dintre componenta axială a presiunii și forțele de frecare la interfața dorn-țeavă.

BIBLIOGRAFIE

[1] Atanasiu, N. *Le comportement à la déformation plastique des alliages d'aluminium pendant l'etirage des tubes à minces parois.* În: Mécanique appliquée, 24, nr. 1, 1979, p. 45–55.

[2] Bisk, M. B. și Sveikin, W. W. *Geometria dornului flotant la tragerea țevilor.* Moscova, Metallurghizdat, 1963.

[3] Rusch, Horst Das Ziehen von Cu und Ms-Rohren in Ringen mit fliegendem Dorn. În: Neue Hütte, nr. 7, 1961, p. 411–417.

[4] Benson, N. D. *Practical and Theoretical Aspects in the Design of Floating Plugs.* În: Zeitschrift für Metallkunde, nr. 10, 1966, p. 717–726.

[5] Perlin, I. L. *Considerații asupra stabilității dornului flotant la tragerea țevilor* În: Țvetnie metalli, nr. 9, 1958, p. 58–61.

[6] Schneider, M. și Piwowarski, J. *Parametrii procesului de tragere pe dorn flotant.* În: Archiwum Hutnictwa, vol XI, 1966, p. 40–52.

[7] Bramley, A. și Smith, D. Tube Drawing with Floating Phys. În: Metals Technology, nr. 7, 1976, p. 322–331.

[8] Avitzur, B. *Metal-Forming Processes.* Eduktron, cap. 9, 1977.

Considerații privind regimul de încălzire a oțelurilor marca OL 52

Dr. ing. N. Murguleț, ing. Gh. Voicu,
ing. A. Nicolae, ing. Vasilica Dina
Institutul politehnic — București
ing. C. Velincov
Combinatul siderurgic — Galați

CZ: 669.14 : 621.785.1

În procesul de încălzire a oțelului în vederea deformării plastice, factorii regimului termic (temperatura de încălzire, viteza și durata încălzirii, temperatura spațiului de lucru și compoziția chimică a atmosferei acestuia) au o mare influență asupra pierderilor prin oxidare. La un anumit oțel și o atmosferă dată, durata și temperatura de încălzire au cea mai mare importanță asupra acestor pierderi.

De aceea, stabilirea cu exactitate a temperaturii de încălzire a oțelului, funcție de caracteristicile acestuia și de cerințele procesului de deformare, precum și a intensității de încălzire poate avea ca efect o diminuare a pierderilor prin oxidare.

Regimul de lucru la încălzirea oțelurilor în industrie obligă ca pentru fiecare sortiment — compoziție chimică, formă geometrică și dimensiunea secțiunii — încălzirea să se realizeze conform unui regim termic corect stabilit.

Legile cunoscute ale încălzirii metalelor în cuptoare pot asigura cadrul general pentru stabilirea factorilor regimului termic, dar nu și stabilirea cu exactitate a factorilor regimului termic în condițiile satisfacerii tuturor cerințelor (calitatea încălzirii, utilizarea optimă a agregatului de încălzire, consum minim de energie), atît timp cît nu sînt cunoscute caracteristicile fizico-mecanice ale oțelului supus încălzirii și corelația dintre acestea.

Stabilirea factorilor regimului termic se poate face numai prin experimentări pentru un anumit oțel caracterizat riguros prin compoziția chimică, forma și dimensiunile produsului și caracteristicile fizico-mecanice.

În lucrarea de față se prezintă pentru oțelurile marca OL 52 o parte din concluziile obținute în cadrul cercetărilor efectuate pentru diminuarea pierderilor de metal la încălzire.

Materialul și metodica de cercetare. În vederea stabilirii factorilor regimului termic de încălzire a oțelurilor, cercetările efectuate au fost astfel orientate încît să se poată determina modul în care fiecare factor în parte participă la realizarea unei încălziri cît mai uniforme și la o economie de energie și metal.

Cercetările au fost efectuate pe probe prismatice de oțel OL 52—2K (3K), cu compoziția: 0,14—0,20% C; 1,10—1,51% Mn; 0,25—0,50% Si; max. 0,35% P și max. 0,030% S. Încălzirea probelor s-a făcut bilateral într-un cuptor cu flacără, avînd o capacitate radiantă ($C_s = 4{,}93$ W/m$^4\cdot$grd^4) foarte bună. În centru și la suprafața probelor temperatura s-a măsurat cu ajutorul unor termocuple Pt—Rh—Pt.

Probele de oțel cercetate au avut grosimea (δ) 40, 60, 80, 100 mm și raportul dintre grosimea (δ) și lungimea (φ) mai mare de 3, deoarece numai pentru aceste valori durata de încălzire nu este influențată de încălzirea pe la capetele semifabricatului.

După cum se știe, un rol important la stabilirea regimului de încălzire a oțelurilor îl au proprietățile fizice ale acestora. Aceste proprietăți și intensitatea schimbului de căldură influențează în mod direct capacitatea de producție a cuptoarelor și calitatea încălzirii.

Determinarea factorilor regimului termic, viteză (W_i), temperatură, durată de încălzire (τ_i) și neuniformitatea încălzirii ($\Delta\theta$), s-a făcut în condițiile unei temperaturi constante a cuptorului pe toată durata încălzirii și în condițiile unei temperaturi variabile în timp, pentru a se putea simula condițiile din practică.

Regimul de încălzire a fost cercetat în două variante: un regim maximal permis de oțelul cercetat și un regim de încălzire de intensitate medie, admis la regimul de deformare și dictat de necesitatea de a obține — în cuptor — oxidul (zgură) în stare solidă.

În ambele regimuri de încălzire (maximal și mediu) s-a folosit aceeași viteză de încălzire caracteristică, pentru a se menține la același nivel tensiunile ce apar în procesul termic.

Rezultatele experimentale. În figurile 1 și 2 este redată variația temperaturii suprafeței semifabricatului și a miezului din zona cea mai rece pe întreaga durată a procesului de încălzire, pentru probele cu grosimea de 40 și 100 mm.

Încălzirea oțelului a fost efectuată în condițiile unui mod de încălzire bilateral cu gradul de asimetrie $\beta = 0{,}65$, de la starea rece ($\theta_i = 20°C$) și folosind cele două regimuri de încălzire menționate.

Din aceste diagrame și din cele pentru grosimile de 60 și 80 mm rezultă o diferență între duratele de încălzire la cele două regimuri, ajungînd pentru grosimea de 100 mm la 10 min. Această micșorare în favoarea regimului mediu de încălzire poate conduce la creșterea productivității și la micșorarea pierderii de metal prin oxidare.

La regimul maximal de încălzire, apariția oxidului înainte de a se ajunge la parametrii optimi de încălzire și menținerea o durată mai

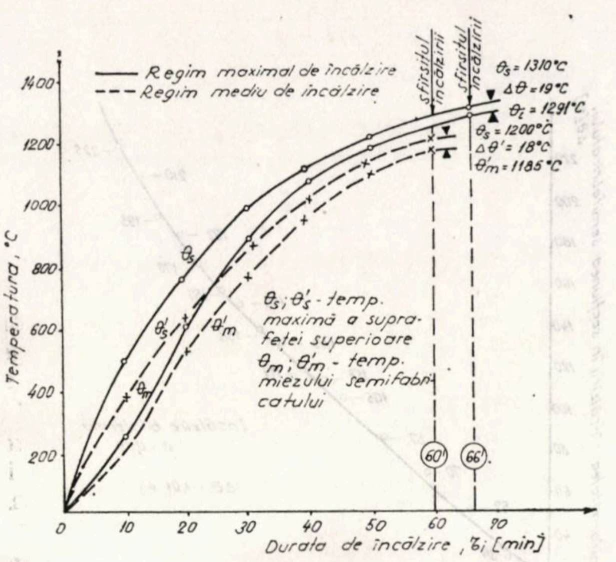


Fig. 1. Variaţia temperaturii suprafeţei şi miezului pe durata încălzirii pentru grosimea de 40 mm

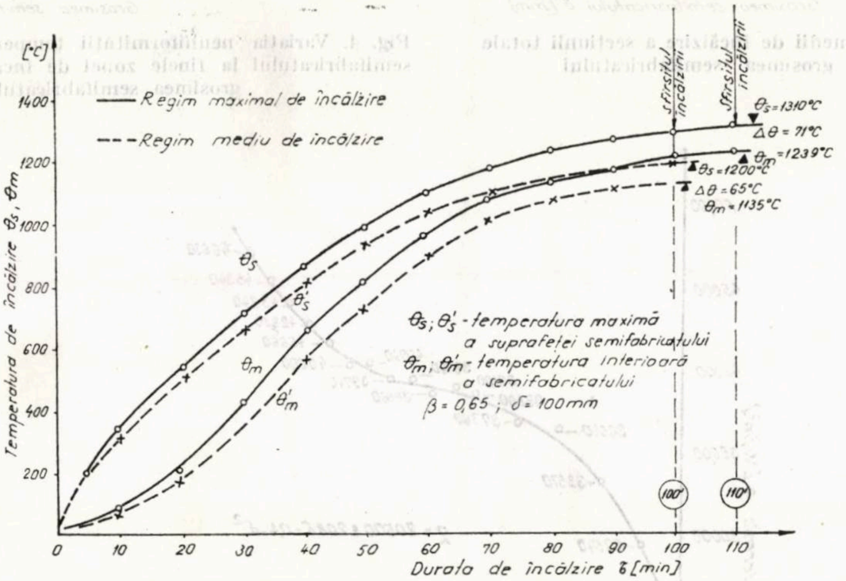


Fig. 2. Variaţia temperaturii suprafeţei şi miezului pe durata încălzirii pentru grosimea de 100 mm

mare la o temperatură mai ridicată faţă de regimul mediu conduce la creşterea pierderii de metal prin oxidare.

În acelaşi timp regimul mediu de încălzire conduce în final şi la o neuniformitate a încălzirii semifabricatului mai mică decît regimul maximal, deci o încălzire mai bună.

Variaţia vitezei de încălzire cu grosimea semifabricatului este prezentată în figura 3 şi este definită de funcţia :

$$W_i = 1\,256 \cdot e^{-0{,}0056 \cdot \delta} \quad [\text{grd/h}]$$

În porţiunea haşurată a diagramei pentru grosimi de 40—100 mm sînt redate valorile vitezei stabilite prin experimentări.

Pentru gama sortimentală $\delta = 100-260$ mm, valorile medii ale vitezei şi neuniformităţii încălzirii din figura 4 au fost stabilite prin prelucrarea datelor experimentale obţinute la grosimile 40—100 mm.

Diagramele din figurile 3 şi 4 permit astfel să se determine valorile vitezei medii de încălzire şi a neuniformităţii încălzirii oţelului OL 52—2K (3K) pentru grosimi în domeniul 40—260 mm.

Mărimea fluxului termic unitar transmis semifabricatelor a fost stabilită pentru gama dimensiunilor 40—260 mm cu relaţia determinată pentru condiţiile încălzirii bilateral asimetrice :

$$q = \beta^2 \cdot c_p \cdot \rho \cdot \delta \cdot W_i \quad [\text{W/m}^2]$$

în care :

β — este gradul de asimetrie a încălzirii, pentru oţelul cercetat, stabilit la 0,65 ;
c_p — căldura specifică a oţelului, J/kg·grd ;
ρ — densitatea oţelului, kg/m³ ;
δ — grosimea semifabricatului, m ;
W_i — viteza medie de încălzire a semifabricatului, grd/s.

Rezultatele obţinute cu această relaţie, pentru fluxul termic (q) transmis semifabricatului, sînt prezentate în figura 5. Curba de variaţie a fluxului termic unitar cu grosimea semifabricatului este determinată de relaţia :

$$q = 20\,500 + 208 \cdot \delta - 0{,}4 \cdot \delta^2 \quad [\text{W/m}^2]$$

În concluzie, lucrarea stabileşte factorii regimului termic de încălzire a oţelurilor OL 52—2K (3K) în gama sortimentală

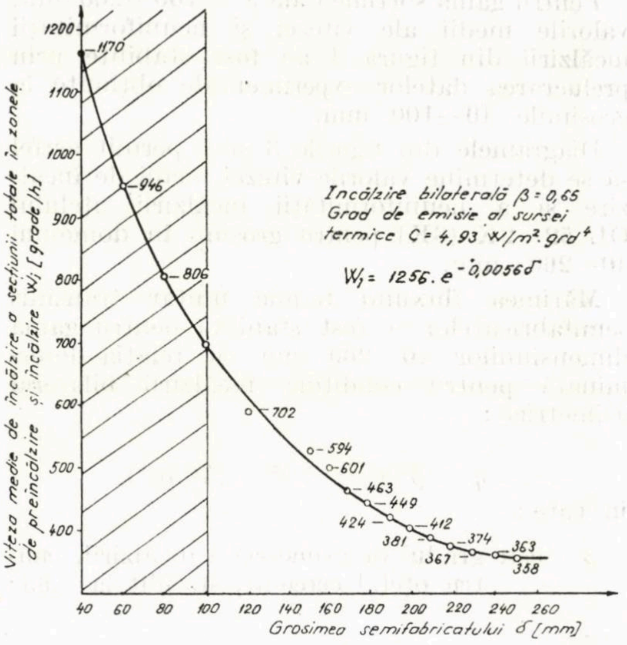


Fig. 3. Variația vitezei medii de încălzire a secțiunii totale în funcție de grosimea semifabricatului

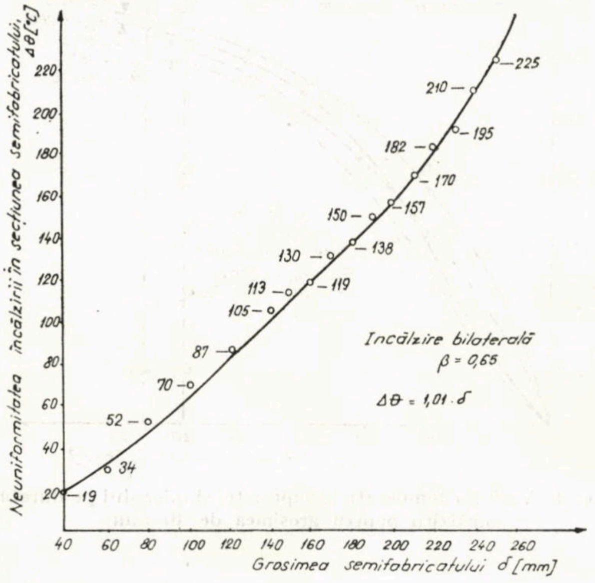


Fig. 4. Variația neuniformității temperaturii în secțiunea semifabricatului la finele zonei de încălzire în funcție de grosimea semifabricatului

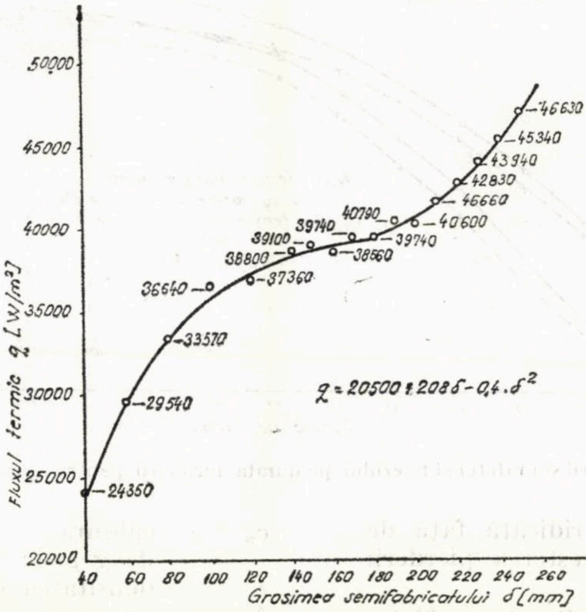


Fig. 5. Variația fluxului termic specific util transmis la finele zonei de încălzire în funcție de grosimea semifabricatului

40 – 260 mm. Rezultatele pot fi folosite în calculele de proiectare a cuptoarelor de încălzire a acestor tipuri de oțeluri și în exploatare. În același timp trebuie remarcat faptul că cercetările au fost făcute plecînd de la regimul termic maximal de încălzire suportat de semifabricate, fără obținerea oxidului în stare lichidă, pentru a stabili în aceste condiții factorii regimului termic la limita maximă de referință.

Acest regim maximal de încălzire intensivă a semifabricatelor se poate obține numai în condițiile unor intensități de emisie a sursei termice de minimum 4,93 W/m²·grd⁴.

◆

Dr. ing. A. Ieremia și ing. Tr. Fleșer
ISIM — Timișoara

Considerații asupra realizării unor arcuri de tip „bară plană”

CZ : 62–272.002.2

Diversitatea mare a domeniilor care reclamă îndeplinirea unor funcțiuni specifice organelor de mașini elastice a impus dezvoltarea unei game largi de elemente elastice, în speță arcuri cu diferite caracteristici funcționale și dimensionale. În fază inițială, aceste organe de mașini au fost utilizate cu precădere pentru preluarea sau amortizarea șocurilor și vibrațiilor. Dar, ele s-au dovedit a fi deosebit de utile și la realizarea unor forțe de încărcare, care să se mențină constante pe durate lungi de aplicare.

Soluțiile clasice, consacrate pe plan mondial pentru asigurarea forțelor de încărcare la anumite mașini pentru încercări de materiale, se bazează pe utilizarea unor sisteme de amplificare a forței prin intermediul pîrghiilor, la extremitatea cărora se aplică greutăți tarate. Aceste sisteme prezintă însă dezavantajul unor gabarite mari cu consum ridicat de materiale, iar realizarea lor reclamă un volum mare de manoperă.

Realizarea în țara noastră și apoi asimilarea în fabricație de serie a unor mașini pentru controlul calității materialelor, în speță a unor mașini pentru încercarea materialelor, a necesitat conceperea unor sisteme de măsurare bazate pe elemente elastice de tipul arcurilor.

Utilizarea în sistemul de încărcare a arcurilor prezintă avantaje substanțiale derivînd din :

— precizia ridicată a realizării forței ;

— compactitatea și simplitatea constructivă ;

— permite automatizarea operației de aplicare și îndepărtare a forței ;

— adaptarea ușoară la diferite regimuri de lucru ;

— ciclul tehnologic de realizare reclamă operații simple.

Din investigațiile întreprinse se deduce că utilizarea arcurilor este posibilă în marea majoritate a domeniilor unde se utilizează sisteme de pîrghii pentru realizarea forțelor de încărcare la mașinile pentru încercări de materiale.

La ISIM—Timișoara, prin programul de asimilare a fabricației în țară a unor echipamente pentru încercări de materiale, au fost concepute și realizate sisteme de încărcare bazate pe diferite tipuri de arcuri. Soluțiile utilizate și-au dovedit performanțele ridicate, satisfăcînd pe deplin cerințele impuse. Unul dintre tipurile de arcuri concepute și realizate a fost denumit „arcul bară plană”.

Această variantă de arc este foarte puțin utilizată pe plan mondial.

Utilizarea „arcului bară plană” este recomandată în special în domeniul unde trebuie preluate forțe mari cu deformații reduse. Deci arcul se caracterizează printr-o rigiditate ridicată.

Totuși, din experimentările efectuate a rezultat posibilitatea obținerii și a unei rigidități reduse, prin creșterea corespunzătoare a săgeții.

Materialul utilizat

Materialele pentru arcuri trebuie să aibă proprietăți elastice ridicate și stabile în timp. Eficacitatea materialelor de mare rezistență pentru arcuri este legată de o concentrare mai mică a eforturilor unitare în anumite tipuri de arcuri și de dimensiuni mai mici ale secțiunilor [1].

Întrucît la arcuri lucrul mecanic înmagazinat crește cu pătratul tensiunii admisibile, evident se vor alege materiale cu tensiunea admisibilă, limita de elasticitate și rezistența la oboseală ridicate [2].

Aceste condiții le îndeplinesc în special oțelurile speciale de arc standardizate (Arc 1 ÷ Arc 9, STAS 795—80). Ele se folosesc în stare călită și revenită, obținînd astfel caracteristici ridicate de rezistență.

Arcul 2 cu capacitatea maximă de încărcare de 3 000 daN a fost realizat din oțelul Arc 2. La obținerea semifabricatului sub formă de bară forjată s-a avut în vedere respectarea riguroasă a prevederilor din normativele de elaborare și recepție.

Investigațiile au scos în evidență o comportare deosebit de bună a oțelului 34 MoCN15 (STAS 791—80). Realizarea unor elemente elastice din acest oțel a permis încadrarea lor în clase de precizie specifice aparatelor etalon, obținînd caracteristici de elasticitate deosebit de favorabile. Toate acestea au constituit un indiciu concludent asupra faptului că arcurile pot fi realizate și din acest material.

Avînd în vedere aceste considerente, s-au realizat din acest oțel arcurile 1 (cu capacitatea maximă de încărcare de 500 daN), 3 și 4 (cu capacitatea de încărcare de 5 000 daN).

La obținerea semifabricatului sub formă de bară, din care s-au prelucrat ulterior arcurile, s-au luat unele precauții. Astfel, gradul de coroiaj la forjare din lingou trebuie să fie de minimum 6, din care gradul de coroiaj parțial la forjarea ultimă va fi de minimum 2, conform STAS 1097/1—74.

Macrostructura semifabricatelor utilizate pentru forjarea barelor trebuie să fie lipsită de porozități, retasuri, incluziuni nemetalice, fulgi etc. Microstructura materialului trebuie să prezinte o granulație fină și omogenă. Punctajele maxime admise după scările din STAS 5949–65, pentru oțelul forjat și recopt, sînt următoarele :

– porozități :	– porozitate centrală	– max. 2
	– porozitate generală	– max. 1
	– segregație	– max. 2
– incluziuni nemetalice:	oxizi	– max. 2
	sulfuri	– max. 2,5
	segregații de carburi	– max. 1,5
	punctaj maxim total	– 5

Proprietățile mecanice se examinează în mod special printr-o încercare la tracțiune asupra unor epruvete prelevate din aceeași bară sau din bare forjate la același grad de coroiaj și supuse acelorași tratamente termice ca și elementele elastice ale dinamometrelor. Caracteristicele mecanice uzuale trebuie să se încadreze în limitele prescrise în standardul de marcă. Aceste caracteristici mecanice trebuie garantate după tratamentul termic de călire și revenire (călire : 830–860°C/ulei ; revenire : 500–550°C/aer liniștit).

Procedeul de calcul

Calculul de rezistență se bazează pe considerarea unei bare curbe cu secțiunea dreptunghiulară, încastrată la un capăt.

Spira are o formă circulară pe care acționează forța în două puncte diametrale, iar pe un alt diametru decalat cu 90° față de primul se sprijină pe spira următoare, solicitînd-o într-un mod analog (fig. 1).

Dacă se dezmembrează o spiră în patru părți egale, apare imaginea unei bare curbe plane, solicitată la o sarcină orientată exterioară, orientată perpendicular pe planul barei (fig. 2). Eforturile din secțiune se reduc în centrul de greutate al secțiunii și se descompun în componente orientate după tangenta X, binormala Y și normala Z la axa longitudinală a barei. Tangenta și normala se află în planul axei longitudinale al barei, iar binormala este orientată perpendicular pe aceasta și este paralelă cu forța aplicată [3].

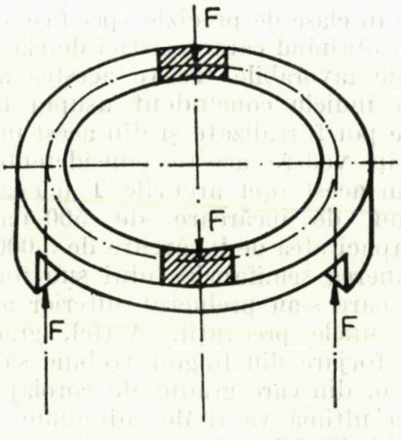


Fig. 1. Inelul „bară plană"

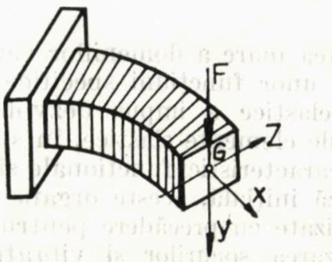


Fig. 2. Solicitarea unei porțiuni de bară curbă plană

În cazul general, în secțiunea transversală se dezvoltă următoarele eforturi :

– momentul încovoietor M_i, situat în planul xGy ;

– momentul de torsiune M_t, orientat în jurul tangentei Gx ;

– forța tăietoare T, orientată în lungul binormalei Gy.

Calculul de rezistență se conduce pentru punctele A, B, C din secțiunea transversală (fig. 3). În punctul A apare un efort unitar normal și unul tangențial. În punctul B se dezvoltă numai un efort unitar tangențial, iar în punctul C, numai unul normal.

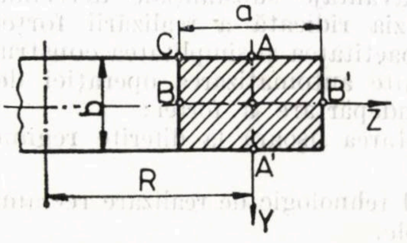


Fig. 3. Dispunerea punctelor pentru calculul de rezistență

În punctul A, efortul unitar normal se poate calcula cu relația barei drepte :

$$\sigma_A = \frac{M_i}{W_z} \qquad (1)$$

unde :

$$W_z = \frac{a \cdot b^2}{6}. \qquad (2)$$

Efortul unitar tangențial în punctul A este :

$$\tau_A = k \cdot \frac{M_t}{W_a} \qquad (3)$$

unde:

$$W_a = k_1 \cdot a^2 \cdot b \qquad (4)$$

Efortul unitar normal maxim localizat în punctul C:

$$\sigma_C = k_z \frac{M_t}{W_z} \qquad (5)$$

Efortul unitar tangențial din punctul B se compune din cel de tensiune și cel de forfecare:

$$\tau_B = k'_x \frac{M_t}{W_d} + k'_y \frac{T}{A} \qquad (6)$$

unde:

$$A = a \cdot b \qquad (7)$$

Pentru determinarea coeficienților din relațiile (3) — (6) se utilizează graficele din figurile 4 și 5. Aceste grafice au fost scrise după valorile din [5], fiind extinse pentru a satisface valorile raporturilor b/a și R/a pentru cazurile concrete utilizate.

Necesitatea realizării unor forțe în intervalul 0—5 000 daN a impus proiectarea și realizarea mai multor tipodimensiuni de arcuri, avînd capacitatea maximă de încărcare de 500; 3 000 și respectiv 5 000 daN. Pentru capacitatea maximă de 5 000 daN au fost realizate două tipodimensiuni.

Acceptînd o anumită formă geometrică, s-au stabilit dimensiunile și numărul de spire (tab. 1). Tot în acest tabel s-au notat și valorile constantelor obținute din figurile 4 și 5. Cu valorile din tabelul 1 și cu relațiile (1) — (7) s-au calculat eforturile normale și tangențiale, obținîndu-se rezultatele cuprinse în tabelul 2.

Pentru calculul arcurilor de acest tip considerînd spira întreagă, se recomandă utilizarea relațiilor [6]:

$$\sigma' = Ø'_2 \frac{2 \cdot F \cdot R}{a \cdot b^2} \qquad (8)$$

$$\sigma'' = Ø''_2 \frac{2 \cdot F \cdot R}{a \cdot b^2} \qquad (9)$$

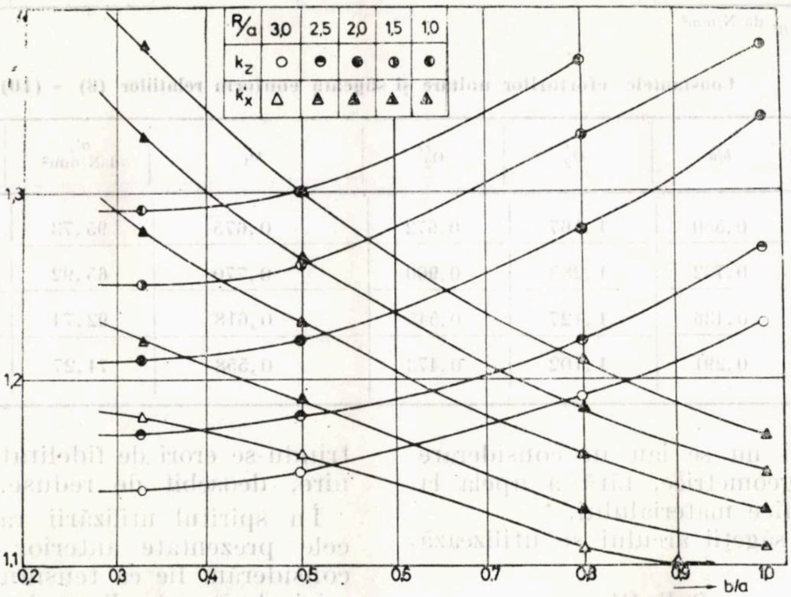


Fig. 4. Dependența coeficienților k_z și k'_x de b/a și R/a

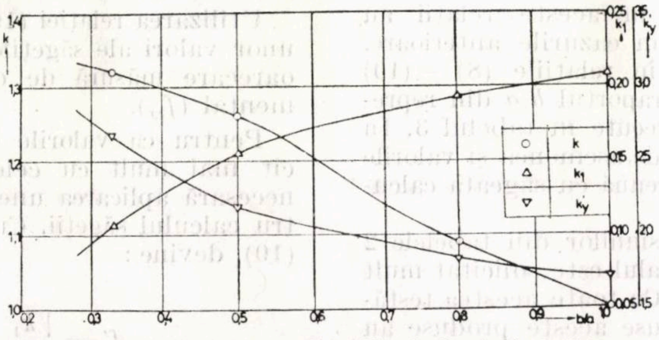


Fig. 5. Dependența coeficienților k, k_k și k'_y de b/a

Tabelul 1

Dimensiunile geometrice ale spirei și valoarea constantelor pentru relațiile (3) – (6)

Arc nr.	F, daN	a, mm	b, mm	R, mm	b/a	R/a	n (spire)	k	k_1	k_z	k'_x	k'_y
1	500	10,0	5,5	30,0	0,550	3,00	20	1,234	0,165	1,156	1,152	2,11
2	3 000	20,5	15,0	39,50	0,732	1,927	11	1,122	0,186	1,272	1,177	1,91
3	5 000	27,5	12,0	48,75	0,436	1,773	21	1,285	0,137	1,234	1,267	2,35
4	5 000	42,5	12,0	41,25	0,291	0,970	21	1,331	0,093	1,292	1,400	2,80

Tabelul 2

Momentele modulelor de rezistență și eforturile unitare conform relațiilor (1) – (6)

Arc nr.	M_i, M_t, daN · cm	W, mm³	W_d, mm³	σ_A	τ_A	σ_C	τ_B
1	375,0	50,41	90,75	74,38	50,99	85,98	52,39
2	2 962,5	768,75	1 172,49	38,53	28,34	49,01	34,39
3	6 093,7	660,00	1 243,27	82,32	62,98	91,93	71,00
4	5 156,2	1 020,00	2 015,77	50,55	34,04	65,31	42,46

Obs.: τ_A, σ_A, σ_C, τ_B, da N/mm²

Tabelul 3

Constantele eforturilor unitare și săgeata conform relațiilor (8) – (10)

Arc nr.	F, daN	b/a	$\varnothing'_2$	$\varnothing''_2$	$\varnothing_1$	σ', daN/mm²	σ'', daN/mm²	f, mm
1	500	0,550	1,167	0,672	0,675	95,73	66,64	10,58
2	3 000	0,732	1,283	0,900	0,770	65,92	46,24	2,15
3	5 000	0,436	1,127	0,545	0,618	92,74	67,09	15,28
4	5 000	0,291	1,102	0,473	0,558	74,27	31,88	5,41

În aceste relații nu se iau în considerare decît dimensiuni geometrice, fără a apela la caracteristici specifice materialului.

Pentru calculul săgeții arcului se utilizează relația :

$$f = \varnothing'_1 \cdot n \cdot \frac{2 \cdot F \cdot R^3}{b^3 \cdot a \cdot E} \qquad (10)$$

Simbolurile utilizate în aceste relații au aceeași semnificație ca în cazurile anterioare.

Constantele utilizate în relațiile (8) – (10) s-au obținut funcție de raportul b/a din reprezentări grafice și sînt trecute în tabelul 3. În același tabel sînt notate de asemenea și valorile tensiunilor σ' și σ'' împreună cu săgeata calculată.

Urmărind valorile tensiunilor din tabelele 2 și 3 s-ar părea că materialul este solicitat mult peste limita de curgere. Cu toate acestea testările la care au fost supuse aceste produse au atestat caracteristici elastice ridicate, înregistrîndu-se erori de fidelitate, respectiv de revenire, deosebit de reduse.

În spiritul utilizării raționale a oțelurilor, cele prezentate anterior ne îndreptățesc să considerăm fie că tensiunile efective sînt mai mici decît cele din calcul, fie că materialul dispune de caracteristici de rezistență superioare celor din normative.

Utilizarea relației (10) a permis determinarea unor valori ale săgeților (f_c), care diferă într-o oarecare măsură de cele determinate experimental (f_{ex}).

Pentru ca valorile calculate să corespundă cît mai mult cu cele experimentale, a fost necesară aplicarea unei corecții la relația pentru calculul săgeții. Cu această corecție relația (10) devine :

$$f' = \frac{\sqrt{k_1}}{k} \cdot n \cdot \frac{2 \cdot F \cdot R^3}{b^3 \cdot a \cdot E} \qquad (11)$$

Constantele k_1 și k sînt cele din tabelul 1. Prin utilizarea acestei relații s-au obținut valori care diferă de cele experimentale cu mai puțin de 15% (tab. 4).

Tabelul 4

Valorile săgeților conform relației (11) și cele determinate experimental, parametrii C și L

Arc nr.	f', mm	f_{ex}, mm	C, daN/mm	f, daN/cm
1	5,16	4,69	96,89	128,98
2	1,18	1,39	2 542,37	176,99
3	7,13	7,82	701,26	1 782,49
4	2,19	2,10	2 283,10	547,49

În urma verificărilor metrologice au fost atestate performanțele acestor produse prin încadrarea lor în clasa de precizie 0,6. În figura 6 se prezintă caracteristicile arcurilor prin dependența săgeată – forță de încărcare. Din aceste reprezentări se observă că arcurile 1 și 3 la care s-a obținut un nivel mai ridicat al eforturilor normale și tangențiale în comparație cu arcurile 2 și 4 au caracteristicile săgeată – forță de încărcare mult mai apropiată de o linie dreaptă. Aceasta este o dovadă în plus că la aceste oțeluri se poate conta pe tensiuni admisibile mai ridicate decît cele recomandate în normative.

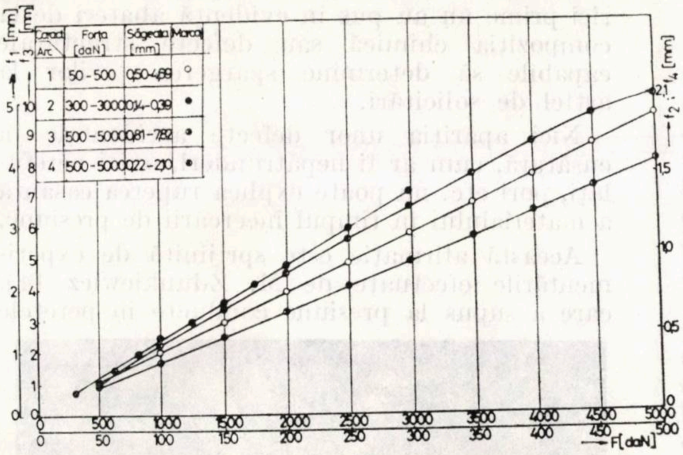


Fig. 6. Caracteristicile săgeată – forță ale arcurilor

În figura 7 sînt prezentate arcurile 1, 2, 3. Alături de caracteristicile determinate anterior, în aprecierea performanțelor arcurilor se au în vedere și coeficientul de rigiditate al arcului, lucrul mecanic de deformație etc.

Coeficientul de rigiditate al arcului (C) este definit de relația :

$$C = \frac{F}{f} \qquad (12)$$

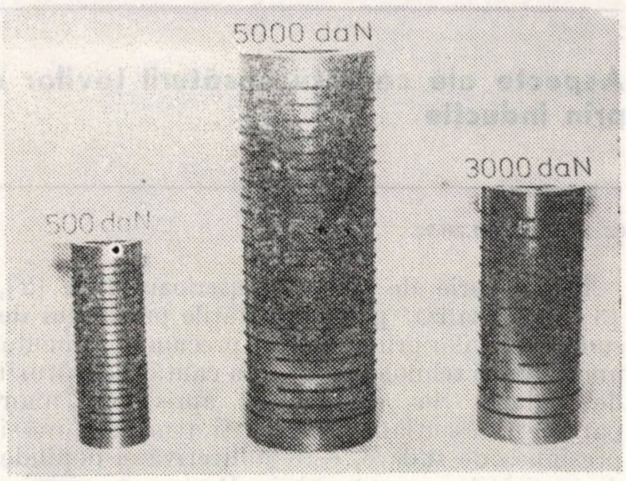


Fig. 7. Arcurile 1, 2 și 3

Lucrul mecanic de deformație ce poate fi înmagazinat de arc sub formă de energie potențială, prin deformarea lui elastică, se exprimă prin relația :

$$L = \frac{C \cdot f^2}{2} \qquad (13)$$

Valorile acestor parametri pentru arcurile considerate sînt cuprinse în tabelul 4.

Concluzii

— Oțelul 34MoCN15X s-a dovedit că posedă caracteristici de elasticitate care îl recomandă pentru utilizarea la realizarea elementelor elastice.

— În calculele pentru verificarea tensiunilor din spirele arcurilor tip „bară plană", utilizînd oțeluri Arc 2 sau 34MoCN15X, se pot accepta niveluri ale tensiunilor unitare superioare chiar limitei de proporționalitate.

— Utilizarea relației (11) în calculul săgeții arcurilor tip „bară plană" a determinat erori sub 15% față de valorile determinate experimental.

— Se consideră necesar recurgerea la procedee experimentale pentru stabilirea distribuției și valorilor tensiunilor unitare în spirele acestor arcuri, ceea ce ar permite reconsiderarea procedeului de calcul de rezistență.

BIBLIOGRAFIE

[1] Reșetov, D. N. *Organe de mașini*. București, Editura tehnică, 1963.

[2] Horovitz, B. *Organe de mașini*. București, Editura didactică și pedagogică, 1969.

[3] * * * Spravocinik mașinostroieniia. Vol. 3, Moscova, Mașghiz, 1950.

[4] Ponomariov, S. D. *Calculul de rezistență în construcția de mașini*. București, Ed. tehnică, 1960.

[5] * * * *Manualul inginerului mecanic*. București, Ed. tehnică, 1973.

[6] Tărăboi, V. *Organe de mașini*. București, Ed. tehnică, 1962.

Aspecte ale calităţii cusăturii ţevilor sudate prin inducţie

Fiz. N. Bohosievici ing. V. Pînzaru
C.C.P.F.T.T. — Iaşi
fiz. Felicia Iacomi
I.M. — Iaşi

CZ : 621.774.2 : 621.791.77

Într-o serie de lucrări anterioare [1], [2], [3] s-au analizat particularităţile procesului de sudare a ţevilor prin inducţie, precum şi influenţa unor factori tehnologici asupra calităţii cusăturii de sudură. S-a stabilit că aprecierea unor parametri esenţiali, cum ar fi temperatura şi presiunea de sudare, este subiectivă şi depinde de calităţile operatorului. Pentru susţinerea acestei afirmaţii se analizează modul în care se realizează practic controlul presiunii în calibrul de sudare.

Se ştie că presiunea de sudare determină forma bavurii exterioare şi interioare, care rezultă în urma refulării materialului de pe marginile benzii care vin în contact.

Din păcate, procesul de refulare nu depinde numai de presiune. Variaţia temperaturii sau a unghiului de refulare a oxizilor se reflectă în forma bavurii exterioare şi interioare, mascînd în acest fel efectul presiunii de apăsare.

Lucrurile se petrec în acelaşi mod şi în ceea ce priveşte temperatura de sudare. La sudarea ţevilor prin inducţie [3], temperatura depinde în mod esenţial de unghiul de incidenţă al marginilor benzii. În acest fel, modificarea temperaturii se poate realiza prin micşorarea sau mărirea puterii induse în ţeavă sau prin modificarea unghiului de incidenţă al marginilor. Din cele de mai sus rezultă că indicaţiile tehnologice nu pot cuprinde toate combinaţiile de parametri ce concură la un moment dat la obţinerea unei cusături de calitate. De aici nu trebuie să se tragă concluzia că procesul de sudare se realizează la întîmplare şi depinde numai de experienţa operatorului. Prescripţiile tehnologice existente sînt suficiente pentru obţinerea unei cusături de calitate însă, de cele mai multe ori, se renunţă la efectuarea măsurătorilor necesare pentru stabilirea unui reglaj optim de sudare.

Aprecierea regimului de sudare se poate stabili şi prin încercări tehnologice, dintre care cea mai concludentă este încercarea la presiune hidraulică.

Valoarea presiunii de încercare este dependentă de calitatea materialului şi de destinaţia ţevilor.

Într-o serie de cazuri, ţevile pentru conducte cu dimensiunea de Ø 219,1 × 7,04 mm fabricate la I. M. Iaşi au fisurat casant pe lungimi foarte mari în timpul probei la presiune hidraulică. Spargerile casante au constituit subiectul a numeroase încercări şi verificări, pentru stabilirea cauzelor care determină o astfel de comportare a ţevilor sudate longitudinal.

La presiunile de încercare utilizate (calculate conform API 5L), tensiunile dezvoltate în pereţii ţevilor au fost de 13—16 daN/mm². Pentru limita de curgere tehnică R_{02}, determinată pe epruvete din ţevile sparte şi executată conform ASTM.A—370 şi API 5L, s-au obţinut valori cuprinse între 29,4 şi 35,7 daN/mm², ceea ce înseamnă că $0,36 < \frac{S}{R_{02}} < 0,54$, de unde rezultă că tensiunile reale în pereţii ţevilor (S) datorită presiunii interioare au fost cu mult mai mici decît valoarea de 0,6 R_{02} prevăzută de API 5L.

Analizele chimice şi metalografice ale materiei prime nu au pus în evidenţă abateri de la compoziţia chimică sau defecte structurale capabile să determine spargerea ţevilor la astfel de solicitări.

Nici apariţia unor defecte accidentale în cusătură, cum ar fi nepătrunderi, oxizi nerefulaţi, pori etc. nu poate explica ruperea casantă a materialului în timpul încercării de presiune.

Această afirmaţie este sprijinită de experimentările efectuate de M. Zdunkiewicz [4], care a supus la presiune conducte în pereţele

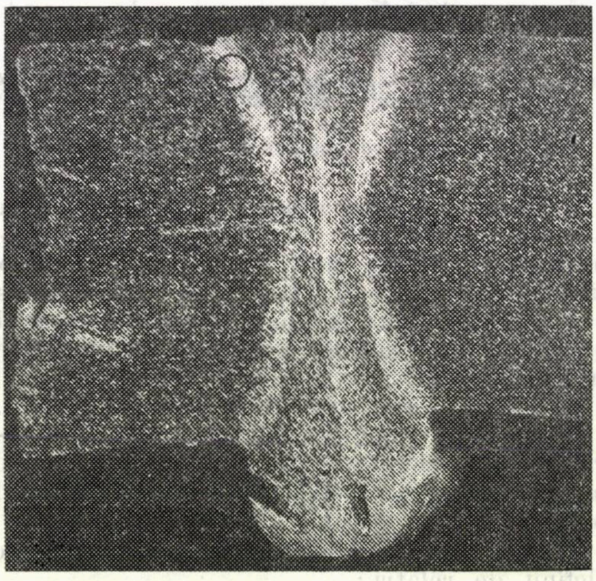


Fig. 1. Conductă sudată Ø 219,1×7,04 mm spartă la proba de presiune hidraulică. Ecruisare puternică în Z.I.T. datorită presiunii exagerate în calibrul de sudură. Atac nital 3%; × 7 (porţiunea încercuită este prezentată în fig. 3)

cărora a frezat canale cu adîncimi de pînă la 90% din grosimea peretelui și cu lungimi de 25 mm. Deși presiunea de încercare a depășit cu 30% valorile indicate de API 5L, „defectele" acestor țevi nu au fost puse în evidență.

Deoarece toate spargerile s-au produs pe semicircumferința ce conține cusătura de sudură aceasta s-a analizat mai amănunțit.

Astfel s-a constatat că pe anumite porțiuni situate în cele două zone influențate termic (Z.I.T.) materialul este puternic ecruisat. Aceste porțiuni sînt dispuse pe două arce de cerc, îndreptate cu convexitatea către cusătura de sudură (fig. 1.).

Ecruisarea materialului a fost cauzată de o presiune exagerată în calibrul de sudură. Unghiul de refulare fiind mult mai mare decît cel optim [3], s-a căutat ca îmbinarea suprafețelor exterioare ale benzii să se realizeze prin presarea mai puternică a muchiilor. Cu toate acestea, uneori nu s-a reușit să se obțină îmbinarea muchiilor superioare, lucru confirmat de altfel și de microstructura din figura 2. Porțiunile de material ecruisat se găsesc la începutul Z.I.T. și marchează distinct cîmpul termic care ia naștere pe marginile benzii, ca urmare a particularităților procesului de sudare prin inducție a țevilor din oțel carbon.

În microstructura din figura 3 este redat aspectul unei porțiuni de material ecruisat (încercuită în fig. 1), de unde se remarcă deformarea foarte puternică determinată de presiunea exagerată din calibrul de sudare. Acest lucru este demonstrat de aspectul grăunților de ferită și al incluziunilor nemetalice plastice care devin paralele cu cusătura de sudură. Eforturile în materialul din zona cusăturii și Z.I.T. cresc considerabil, deoarece, pe lîngă

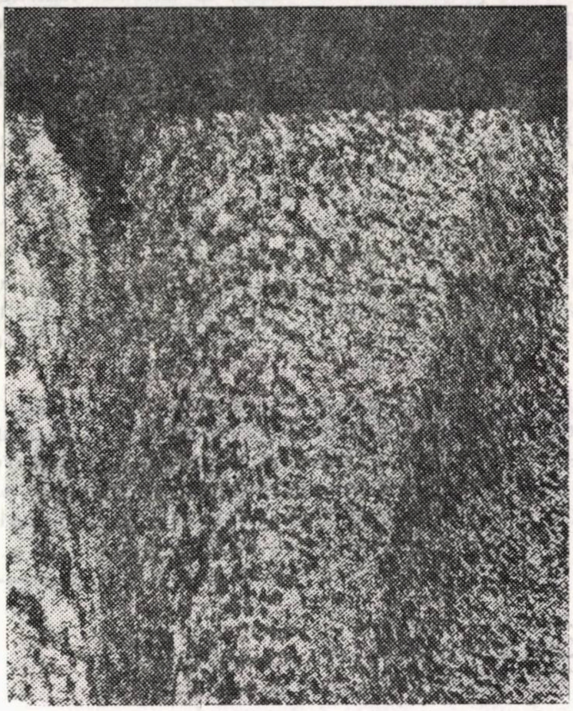


Fig. 2. Conductă sudată Ø 219,1 × 7,04 mm spartă la proba de presiune hidraulică. Muchiile superioare ale benzii nu s-au îmbinat prin presare. Atac nital 3%; × 35

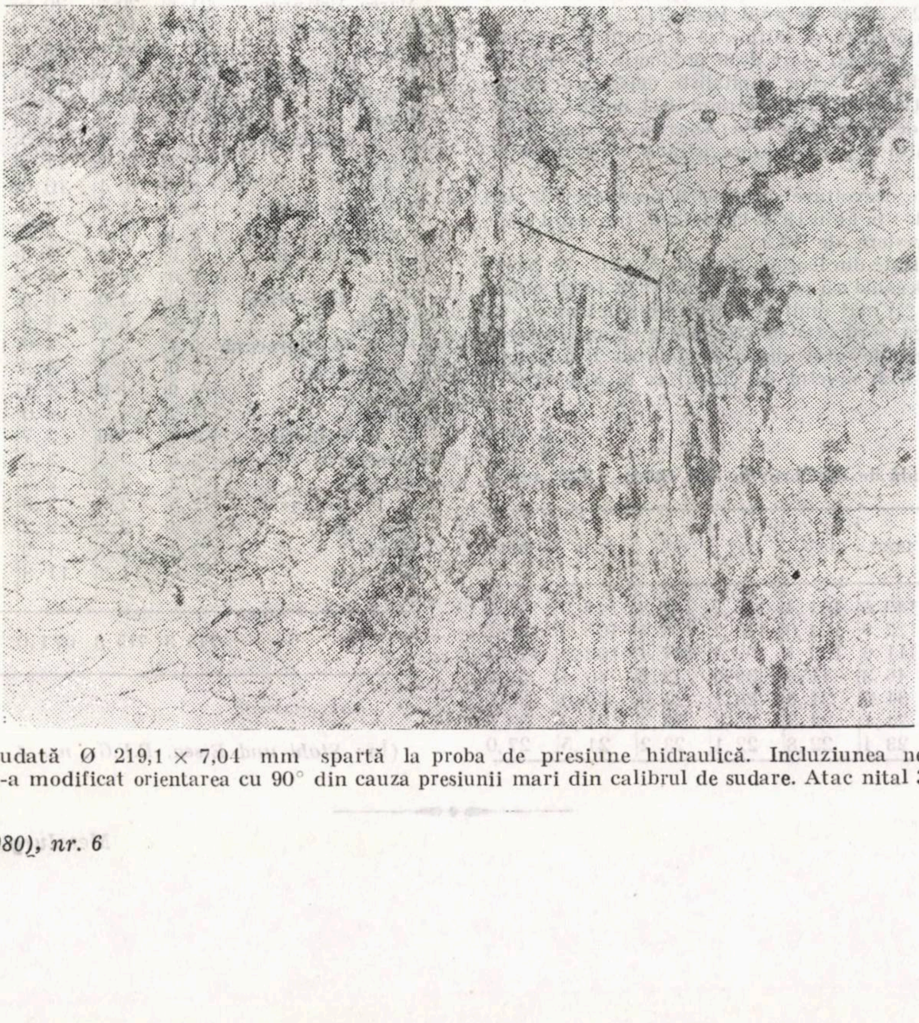


Fig. 3. Conductă sudată Ø 219,1 × 7,04 mm spartă la proba de presiune hidraulică. Incluziunea nemetalică plastică din Z.I.T. și-a modificat orientarea cu 90° din cauza presiunii mari din calibrul de sudare. Atac nital 3%; × 150

tensiunile cauzate de ciclul termic de sudare, iau naștere tensiuni provocate prin ecruisare. În plus, fenomenul de ecruisare provoacă o scădere bruscă a plasticității [5].

Tensiunile ce iau naștere în pereții țevilor datorită presiunii interioare, la care se adaugă tensiunile termice și cele provocate de ecruisare, depășesc valoarea rezistenței la rupere și duc la spargerea țevilor în timpul încercării la presiune hidraulică.

Eliminarea tensiunilor provocate de ciclul termic de sudare, precum și a celor ce apar ca urmare a nerespectării indicațiilor tehnologice, este o condiție esențială a fabricării de țevi sudate pentru conducte. Realizarea acestei condiții este posibilă numai prin efectuarea unui tratament termic al materialului din zona cusăturii, după cum prevăd de altfel și standardele API 5L și API 5Lx.

Prin urmare, pentru fabricarea conductelor sudate la nivelul cerințelor actuale se impune respectarea riguroasă a parametrilor de sudare, aprecierea regimului de sudare prin încercări tehnologice, eliminarea tensiunilor provocate de ciclul termic de sudare și a celor ce apar ca urmare a nerespectării indicațiilor tehnologice prin tratamentul termic al materialului din zona cusăturii.

BIBLIOGRAFIE

[1] Ungureanu, T., Bogosievici, N., Pînzaru, V. Cîmpeanu, C. *Influența parametrilor de sudare și a geometriei țevii asupra calității cusăturii țevilor sudate.* Cercetări metalurgice, nr. 9, 1967, p. 547—551.

[2] Baltagiu, N., Bohosievici, N., Cîmpeanu, V. și Pînzaru, V. *Utilizarea curenților de înaltă frecvență la fabricarea țevilor sudate.* În: Metalurgia, nr. 2, 1969, p. 106—111.

[3] Brănișteanu, V., Avram, E., Bohosievici, N. și Pînzaru, V. *Îmbunătățirea calității țevilor sudate prin introducerea tehnologiei de sudare prin inducție.* Comunicările conferinței de sudură și încercări de metale, 1971, p. 277—297.

[4] Zdunkiewicz, M. *Metode nedistructive pentru încercarea țevilor.* În : Hutnik, 28, nr. 2, 1961, p. 62—67. Traducerea în limba română în „*Controlul nedistructiv al țevilor supuse la presiuni ridicate*", Culegere de material documentar, I.D.T., 1963.

[5] Golberg, V. I. și Golovkin, P. V. *Calitatea cusăturii de sudură la țevile sudate prin curenți de radiofrecvență.* În : Svorocinoe proizvodstvo, nr. 10, 1968, p. 29—31.

* * *

DOCUMENTARE

Producția mondială de oțel în anul 1979

Din calculele provizorii ale Institutului Internațional de Siderurgie (IISI) rezultă, pentru anul 1979, o producție mondială de oțel de 745,3 mil. t (tab. 1), adică o creștere de 30,0 mil. t (4,2%) față de anul 1978 (715,3 mil. t).

Pentru țările capitaliste se estimează o producție de oțel de 496,0 mil. t, cu 6% mai mare decît producția anului 1978 (468 mil. t). Producția țărilor capitaliste depășește pentru prima dată producția de vîrf atinsă în anul 1974, de 494,4 mil. t.

Țările în curs de dezvoltare din America Latină, Asia, Africa și din Orientul Mijlociu au înregistrat o creștere puternică a producției.

Țările în curs de dezvoltare și-au mărit producția de oțel brut de la 47,7 mil. t în anul 1978, la 54,0 mil. t în anul 1979, reprezentînd o creștere de 13,9%.

Țările industrializate din Europa de Vest, America de Nord, Africa de Sud și Oceania au produs în anul 1979 442,0 mil. t, cu 21,4 mil. t (5,1%) mai mult oțel brut decît în anul 1978. Este de subliniat că producția de oțel brut a rămas în țările cu producție mare de oțel din Comunitatea Europeană, S.U.A. și Japonia sub nivelul de vîrf atins în anul 1974.

Tabelul 1

Producția mondială de oțel brut în anii 1974—1979, mil. t

	1979*	1978	1977	1976	1975	1974
U.R.S.S.	149,5	151,4	146,7	144,8	141,3	136,2
S.U.A.	122,9	124,0	113,7	116,1	105,8	132,2
Japonia	111,6	102,1	102,4	107,4	102,3	117,1
R.F.G.	46,3	41,3	39,0	42,4	40,4	53,2
R. P. Chineză	34,0	31,8	23,7	21,0	26,0	26,0
Italia	24,1	24,3	23,3	23,5	21,9	23,8
Franța	23,4	22,8	22,1	23,2	21,5	27,0
Marea Britanie	21,6	20,3	20,5	22,4	19,8	22,4
R. P. Polonă	19,4	19,3	17,8	15,6	15,0	14,6
Canada	16,2	14,9	13,6	13,3	3,0	13,6
R. S. Cehoslovacă	15,1	15,3	15,1	14,7	14,3	13,6
Brazilia	13,9	12,2	11,3	9,3	8,4	7,5
Belgia	13,3	12,6	11,3	12,1	11,6	16,2
R. S. România	12,7	11,8	11,5	11,0	9,5	8,8
Spania	12,1	11,3	11,2	11,0	11,1	11,5
India	9,4	10,1	10,0	9,4	8,0	7,1
Africa de Sud	8,9	7,9	7,3	7,1	6,8	5,3
Australia	8,1	7,6	7,3	7,8	7,9	7,8
Coreea de Sud	7,6	5,0	4,3	3,5	2,0	1,9
Mexic	7,0	6,7	5,6	5,3	5,3	5,1
R. D. Germană	7,0	7,0	6,9	6,7	6,5	6,2
Olanda	5,8	5,6	4,9	5,2	4,8	5,8
R. P. D. Coreeană	5,3	5,1	4,0	3,0	2,9	3,2
Luxemburg	5,0	4,8	4,3	4,6	4,6	6,4
Austria	4,9	4,3	4,1	4,5	4,1	4,7
Suedia	4,7	4,3	4,0	5,1	5,6	6,0
R. P. Ungară	3,8	3,9	3,7	3,7	3,7	3,5
Iugoslavia	3,5	3,5	3,2	2,8	2,9	2,8
Argetina	3,2	2,8	2,7	2,4	2,2	2,4
R. P. Bulgaria	2,5	2,5	2,6	2,5	2,3	2,2
Finlanda	2,4	2,3	2,2	1,6	1,6	1,7
Turcia	2,4	2,2	1,9	2,0	1,7	1,6
Alte țări	17,6	14,3	11,8	11,7	10,8	11,0
TOTAL	745,3	715,3	674,0	676,8	645,6	708,9

* — cifre provizorii

(În: *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 3, 1980, p. 144—145*)

* * *

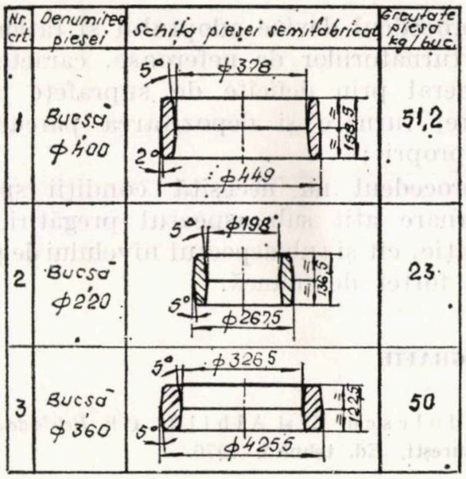
Ing. Gr. Dobrescu
Întreprinderea mecanică — Mirșa

Turnarea concentrică a pieselor de tip bucșă executate din bronz

CZ: 621.74.042 : 669.35'6

Cerințele de corelare a proceselor tehnologice de fabricație cu creșterea eficienței lor economice, în deplină concordanță cu raționalizarea consumurilor de materiale, combustibili, energie și creșterea productivității muncii, au devenit criterii de fundamentare a proceselor tehnologice adoptate la nivelul întregii noastre economii naționale.

Astfel, turnarea din CuSn14T a pieselor de tip bucșă de secțiuni și gabarite relativ mari, prezentate în figura 1, în varianta turnare individuală, constituia un proces tehnologic neeficient economic, caracterizîndu-se printr-o serie de deficiențe ca : consumuri suplimentare de metal lichid, implicit consumuri de energie și combustibil, suprafețe suplimentare destinate formării și turnării pieselor, consumuri suplimentare de amestecuri de formare, necesar suplimentar de rame pentru formare și, implicit, manoperă suplimentară și productivitate redusă.



Nr. crt.	Denumirea piesei	Schița piesei semifabricat	Greutate piesă kg/buc.
1	Bucșă ϕ400		51,2
2	Bucșă ϕ220		23
3	Bucșă ϕ360		50

5°
ϕ378
2°
158,5
ϕ449
5°
ϕ198
136,5
5°
ϕ267,5
5°
ϕ326,5
122,5
5°
ϕ425,5

Fig. 1. Dimensiunile pieselor studiate

Eliminarea acestor deficiențe a fost posibilă prin adoptarea turnării în ansamblu a pieselor de tip bucșă Ø400, 360 și respectiv 220, prin dispunerea lor concentrică în combinație : Ø400 cu Ø220 și respectiv Ø360 cu Ø220, cu sistem de alimentare unitară, utilizînd ansamblul de alimentatoare de configurația redată în figura 2.

Tehnologia de turnare adoptată, realizată cu garnituri de modele avînd semimodele și rețeaua de alimentare montate pe plăci model, evidențiate în figura 3, a vizat în principal eliminarea unor defecte specifice pentru piesele turnate individual și anume : sufluri, incluziuni nemetalice — zgură — ovalități.

Pe baza studiului fenomenelor hidraulice, determinate de noua tehnologie de turnare, se pot evidenția următoarele :

— prin sistemul de alimentare adoptat : gazele, spuma și particulele de zgură sînt supuse, datorită forței centrifuge ce se creează, unor efecte de turbionare și aspirație. Procesul de separare a acestor impurități gazoase sau

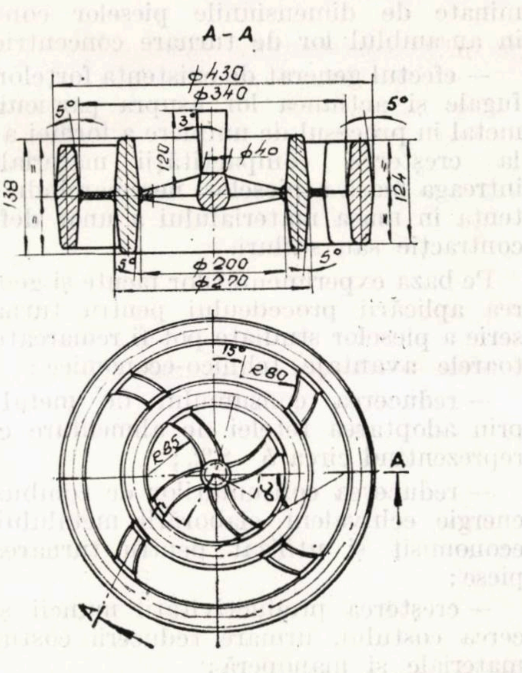


Fig. 2. Ansamblul de turnare a bucșelor Ø 360 și 220

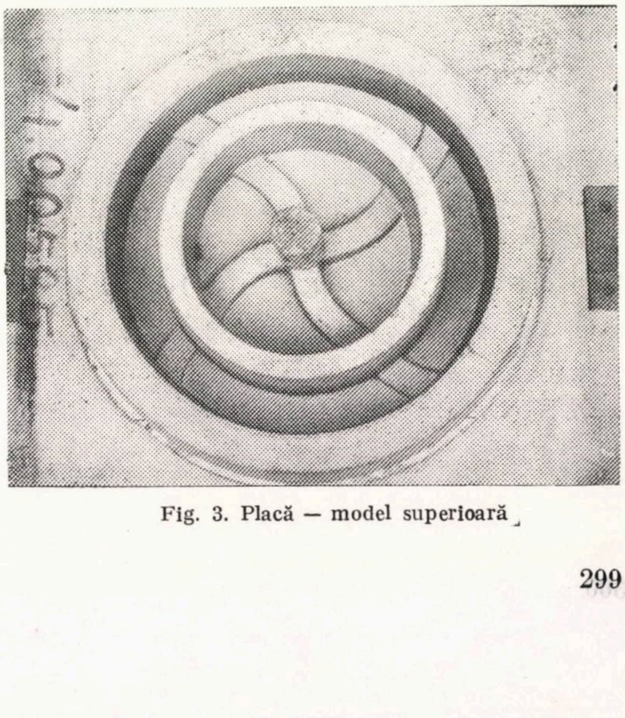


Fig. 3. Placă — model superioară

solide devine realizabil datorită efectului de centrifugare;

— forţa de aspiraţie acţionînd defavorabil, în cazul unei forţe de ascensiune determinată de o separaţie insuficientă, impune ca în cazul sistemului de alimentare adoptat intrarea şi evacuarea metalului lichid să fie tangenţiale, iar secţiunea de intrare să fie mai mare decît secţiunea de ieşire, unghiul de tangenţă al alimentatorului s-a adoptat în cazul studiat $\alpha = 30°$;

— secţiunea alimentatoarelor adoptaţi a fost trapezoidală, iar repartizarea lor uniformă şi simetrică pe întreg perimetrul pieselor, pentru asigurarea unor gradienţi termici uniformi şi, respectiv, crearea unor condiţii de contracţie uniformă care să elimine ovalizarea pieselor;

— lungimile alimentatoarelor au fost determinate de dimensiunile pieselor considerate în ansamblul lor de turnare concentrică;

— efectul generat de existenţa forţelor centrifugale şi acţiunea lor asupra particulelor de metal în procesul de umplere a formei a condus la creşterea compactităţii materialului în întreaga masă a pieselor, neremarcîndu-se existenţa în masa materialului a unor defecte de contracţie sau sufluri.

Pe baza experimentărilor făcute şi generalizarea aplicării procedeului pentru turnarea în serie a pieselor studiate pot fi remarcate următoarele avantaje tehnico-economice:

— reducerea consumului de metal lichid prin adoptarea reţelei de alimentare comune, reprezentînd circa 5—8%;

— reducerea consumurilor de combustibil şi energie echivalent elaborării metalului lichid economisit şi utilizat pentru turnarea altor piese;

— creşterea productivităţii muncii şi reducerea costului, urmare reducerii costurilor la materiale şi manoperă;

— creşterea capacităţilor de producţie prin disponibilizarea unor suprafeţe de producţie pentru operaţiile de formare şi turnare;

— excluderea rebuturilor şi îmbunătăţirea calităţii pieselor turnate.

Pe baza avantajelor tehnico-economice conferite de procedeul studiat pot fi trase următoarele concluzii:

— procedeul este oportun sub aspectul aplicării atît pentru turnarea pieselor din aliaje neferoase, cît şi feroase, în cazul aliajelor neferoase asigurînd importante avantaje tehnico-economice. Aplicabilitatea procedeului se remarcă în industria de autovehicule grele pentru transport rutier, locomotive, utilaj metalurgic şi tehnologic în general;

— pentru turnarea bucşelor din CuSn14T, procedeul este justificat, chiar în cazul seriilor mici de fabricaţie;

— aplicarea procedeului devine favorizantă în cazurile adoptării unor concepţii aprofundate de tipizare a acestor tipuri de piese încă de la faza de proiectare a lor, asigurîndu-se astfel condiţia de creştere a seriilor de fabricaţie;

— procedeul devine adoptabil şi raţional în cazul turnătoriilor de neferoase, caracterizate în general prin deficite de suprafeţe pentru formare, turnare şi depozitarea parcului de rame proprii;

— procedeul nu necesită condiţii speciale de turnare atît sub aspectul pregătirilor de fabricaţie, cît şi sub aspectul nivelului de pregătire a forţei de muncă.

BIBLIOGRAFIE

[1] Rădulescu, C. şi Albiţă, Gh. *Reţele de turnare.* Bucureşti, Ed. tehnică, 1976.

* * *

ing. P. Nicolae
ICEM — București

Aspecte privind sinterizarea carburilor metalice

CZ: 621.762.4:661.665

Sinterizarea carburilor metalice în prezența unui metal liant este un caz tipic de sinterizare cu fază lichidă care poate fi caracterizat ca un proces ireversibil de transfer de masă, în care micșorarea energiei libere este în principal legată de micșorarea suprafeței.

Numeroase experiențe de sinterizare a carburilor metalice în prezența unui metal liant demonstrează că procesul de sinterizare se împarte în trei perioade dintre care: prima este caracterizată prin viteze înalte de densificare, a doua, datorită atingerii temperaturii eutectice, se caracterizează printr-o continuă schimbare a structurii în sensul stabilizării acesteia prin desăvîrșirea contactelor dintre particulele solide, și o a treia, caracterizată prin viteze nesemnificative de densificare în care transferul de masă este realizat prin difuzie.

În cele de mai sus se recunoaște teoria sinterizării cu fază lichidă a lui Kingery, în care cele trei faze de obicei denumite pe scurt: prima, de rearanjare a particulelor, a doua, de solubilizare — reprecipitare și a treia, de sinterizare a scheletului solid, similară sinterizării cu fază solidă, au fost prezentate într-un mod specific pentru sinterizarea carburilor metalice.

În lucrări recente, G. Petzow și W. J. Huppmann de la Institutul Max Planck din Stuttgart arată că teoria lui Kingery este un caz ideal, în sensul că cele trei faze nu pot fi analizate cronologic, deși aparent ele sînt într-o ordine firească. Cele trei faze coexistă în timpul sinterizării cu fază lichidă, influențîndu-se reciproc.

Conform celor de mai sus, în continuare se prezintă sinterizarea sistemului WC—Co, relevînd aspectele semnificative pentru practica tehnologică.

Principala caracteristică a sistemului WC-Co este inalta densitate atinsă în primele momente ale sinterizării.

Încă înainte de apariția propriu-zisă a fazei lichide, care se leagă de cele mai multe ori de atingerea temperaturii eutectice, cobaltul „curge" în matricea de carbură formînd soluții solide. Dealtfel, solubilitatea WC în Co la 1 250°C este de 22%.

Dacă se acceptă ideea că acest transfer de masă se face prin difuzia cobaltului în stare solidă, atunci trebuie spus că valoarea coeficientului de difuzie este dublă față de cea normală și aceasta se datorează deformării plastice a particulelor la presare. Imediat ce faza de legătură se topește, creșterea de densitate este spectaculoasă, la sorturile cu peste 10% Co realizîndu-se 100% din densitatea teoretică, prin reducerea la minimum a energiei libere de suprafață, din care rezultă forțele care produc contracția comprimatului.

Mărimea acestor forțe depinde de geometria legăturii și pentru particule de formă sferică este dată de relația:

$$F = 2\pi r\gamma \cos \Phi \ \pi r^2 \Delta P$$

în care:

γ este energia specifică a suprafeței;
r — raza sferei de contact;
Φ — unghiul format de suprafața topiturii cu linia de acțiune a forței F;
ΔP — presiunea capilară a suprafeței topiturii.

În figura 1 unghiul θ este unghiul de umectare dintre topitură (faza lichidă) și particula de carbură, iar D este distanța dintre două particule.

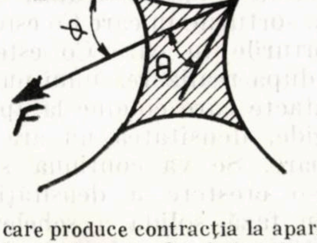


Fig. 1. Forța care produce contracția la apariția fazei lichide între două particule sferice de carbură

Pentru unghiuri θ mici, cum este cazul în sistemul WC—Co, forța F este pozitivă, adică acționează în sensul realizării contactului dintre particule, cînd $D = 0$.

În realitate, particulele de carbură sînt neregulate și Kingery a demonstrat existența unei forțe care tinde să aplatizeze fațetele.

În aceste prime momente ale sinterizării, lipsa porozității datorită contracției, dar și absența unui schelet rigid conduce la concluzia că particulele sînt încă libere și în cazul sorturilor de carburi metalice sinterizate cu peste 10% Co este sigur că sinterizarea s-a terminat.

În continuare topitura (faza de legătură) se saturează în carbură pînă la atingerea unui echilibru cînd faza lichidă are circa 52% Co și 48% WC. Concomitent are loc și fenomenul de reprecipitare a carburii. Se presupune deci că se va continua sinterizarea pentru menținerea fazei lichide, evident pentru că densitatea nu are încă o valoare corespunzătoare. Și lucrul acesta trebuie făcut la toate sorturile CMS (carburi metalice sinterizate) în care conținutul de Co este sub 10%.

Deci, s-a realizat situația în care există un mare număr de contacte (legături), dar contracția este încă insuficientă, deși $F > 0$ și $D = 0$.

Rezultă că sînt zone în care presiunea capilară a topiturii este mult mai mare decît în alte zone, deci apare o diferență de presiune care provoacă o mărire a potențialului chimic, a activității și a solubilității fazei solide în cea lichidă :

$$\mu - \mu_0 = RT \ln \frac{a}{a_0} = RT \ln \frac{c}{c_0} = \Delta P V_0$$

în care :

μ este potențialul chimic ;
V_0 — volumul unui mol ;
ΔP — diferența de presiune capilară ;
a — activitatea ;
c — solubilitatea fazei solide în cea lichidă.

Este evident că particulele de carbură se vor dizolva în locurile cu activitate mai mare adică în zonele de contact și vor fi reprecipitate în zonele cu activitate mai mică.

Acest proces de dizolvare — reprecipitare duce în final la o nivelare a contactelor dintre carburi. În același timp are loc și o reducere în ansamblu a energiei libere de suprafață.

În felul acesta se poate realiza o densitate de 100% și la sorturile în care Co este sub 10%.

Pentru sorturile în care Co este mai mic de 5%, nici după realizarea unui număr foarte mare de contacte care conduc la apariția unei structuri rigide, densitatea nu are o valoare corespunzătoare. Se va continua sinterizarea sperînd într-o creștere a densității datorită sinterizării în fază solidă a scheletului solid de carbură. Șanse prea mari de a mări contracția nu sînt, ținînd seamă de temperaturile uzuale de lucru și de vitezele lente de densificare caracteristice sinterizării cu fază solidă.

Din cele de mai sus apare cît se poate de pregnant că sinterizarea în sistemul WC—Co trebuie condusă funcție de cantitatea de Co, oprind sinterizarea în momentul optim. Prin moment optim se înțelege momentul în care densitatea atinge valoarea de 100% din cea teoretică.

La sorturile cu peste 10% Co, sinterizarea trebuie oprită imediat după apariția fazei lichide, pentru că, în acest caz, difuzia Co în stare solidă, fenomenele de transport care rearanjează particulele sînt cele care au realizat de fapt sinterizarea. În acest caz și mai ales la sorturile cu peste 15% Co o sinterizare prelungită este inutilă și dăunătoare, deoarece duce de fapt la micșorarea densității prin diminuarea lui F, datorită creșterii lui D prin cantitatea mare de fază lichidă (peste 35%) și fenomenului de maturare Ostwald, care micșorează punctele de contact prin dizolvarea particulelor mici și reprecipitarea lor pe particule mai mari. Are loc o creștere excesivă a granulației și o deformare accentuată a piesei.

La sorturile de CMS, în care Co este cuprins între 5 și 10%, sinterizarea se conduce astfel încît să se mențină mai mult faza lichidă, pentru a putea avea loc și mecanismul de dizolvare — reprecipitare. Desigur, nu se poate evita fenomenul de maturare Ostwald care va conduce la creșterea granulației, nesemnificativă totuși, datorită cantității reduse de fază lichidă (max. 20% pentru sortul cu 10% Co) și care nu va denatura contactele dintre granulele de carbură.

La sorturile în care Co este sub 5%, atingerea densității este mai dificilă, chiar și la o sinterizare prelungită și o porozitate remanentă este practic de neînlăturat.

Din cele de mai sus ar reieși că primele două categorii de aliaje dure au o porozitate nulă, deoarece mecanismul de sinterizare permite creșterea densității de la circa 50% cît are în stare presată, la 100%.

În realitate, toate categoriile de piese din CMS au o porozitate remanentă acceptabilă pînă la limita de 0,2%.

Porii pot avea două ereditâți.

Sînt pori datorită gazelor absorbite pe suprafața granulelor de pulbere ; o importanță deosebită în acest caz o au gazele insolubile. Este porozitatea cel mai ușor de prevenit, dar aproape imposibil de înlăturat pentru că un asemenea por este de fapt o cavitate sub presiune.

O asemenea porozitate se poate preveni prin alegerea unui gradient corespunzător de încălzire, astfel încît să se poată realiza o degazare totală.

Porii cei mai uzuali sînt pori de contracție sau de retasură.

La solidificare, metalele pure se contractă între 2 și 6% din volum și desigur Co nu va face excepție.

La răcire cobaltul se va contracta și va forma pori de contracție, care sînt de data asta niște cavități goale.

Ideal ar fi ca o peliculă de Co să rămînă pe particulele de carbură. Acest caz se poate întîlni eventual numai la aliajele dure cu peste 10% Co, în celelalte aliaje se întîlnesc structuri rigide de carbură.

În acest caz, porozitatea poate fi mult diminuată prin urmărirea distribuției fazei de legătură și printr-o răcire foarte lentă.

Un gradient de răcire prea rapid, pe lîngă faptul că diminuează densitatea (prin apariţia porilor de contracţie), tensionează uneori pînă la fisurare comprimatul.

De foarte multe ori răcirea este uitată în practica industrială, dar de foarte multe ori este principala cauză a rebutării unor piese.

Diagrama de sinterizare trebuie să reprezinte evidenţa corectă a tuturor fenomenelor fizice care guvernează procesul de sinterizare.

BIBLIOGRAFIE

[1] Kingery, W. D. *Sinterizarea în prezenţa unei faze lichide.* Kinetics of high – temperature processes. New York, John Wiley & Sons, 1958.

[2] Skolnick, L. *Cinetica solubilizării carburii de wolfram în cobalt topit.* Kinetics of high — temperature processes. New York, John Wiley & Sons, 1958.

[3] Nelson, R. I. şi Milner, D. R. *Procese de densificare în sistemul WC-Co.* În : Powder Metallurgy, nr. 30, 1972.

[4] Petzow, G. şi Huppmann, W. J. *Sinterizarea cu fază lichidă.* În. : Zeitschrift für Metallkunde, nr. 9, 1976.

◆

DOCUMENTARE

Cuptoarele de cocsificare ale companiei Nippon Steel au utilizat pentru prima dată sistemul Precarbon

Sistemul Precarbon introdus la cuptoarele de cocsificare ale companiei Nippon Steel a reprezentat un progres important în domeniul economisirii energiei, iniţiat de Nippon Steel.

În sistemul Precarbon, cărbunele utilizat la fabricarea cocsului este preîncălzit la o temperatură de 220–230°C şi transportat la cuptorul de cocs pe un transportor închis. Această operaţie permite înlocuirea a 20% din cărbunele cocsificabil cu cărbune necocsificabil, fără apariţia vreunei deteriorări în rezistenţa cocsului, în acelaşi timp mărind productivitatea cuptoarelor de cocs cu circa 35%.

Acest sistem este utilizat pentru prima dată în Japonia. Activitatea de cercetare a companiei Nippon Steel în acest domeniu a început în anul 1969, fiind urmată de o introducere a tehnologiei de la societăţile Bergwerksverband GmbH şi Didier Engineering GmbH din R.F.G. Sistemul Precarbon este avantajos şi din punct de vedere al protecţiei mediului înconjurător.

În cadrul sistemului, cărbunele este măcinat sub formă de pulbere, uscat în turnul de uscare (cu o înălţime de 35 m) în care gazul fierbinte este insuflat prin partea inferioară. Acesta usucă cărbunele şi îndepărtează umezeala. După ce temperatura se ridică la circa 110°C, cărbunele este trimis în turnul de preîncălzire (o înălţime de 55 m) pentru a mări temperatura în continuare la 220–230°C. Cărbunele uscat şi preîncălzit în acest fel se transformă în particule fluide, uşoare, ca şi nisipul uscat, iar densitatea de sarcină este mărită cu 18–20%. Densitatea mărită a cărbunelui îmbunătăţeşte procesul de cocsificare şi duce la obţinerea unui cocs cu o densitate mare. În plus, densitatea mărită şi preîncălzirea reduc timpul de cocsificare cu 13–15% şi măresc productivitatea cuptoarelor de cocs cu circa 35%.

Cărbunele sub formă de pulbere exclude operaţia de nivelare a suprafeţei cu o bară de nivelare a cărbunelui încărcat, pentru a permite circulaţia gazului.

(În : *Nippon Steel News, Japonia, nr. 116, 1979, p. 6)*

Furnalul nr. 3 de la uzinele Kimitsu a atins o producţie de 25 mil. t

Furnalul nr. 3 de la uzinele Kimitsu ale companiei Nippon Steel a realizat o producţie de 25 mil. t fontă în 8 ani şi o lună din momentul începerii funcţionării sale (pe data de 13 septembrie 1971) şi se aşteaptă ca, după o perioadă de funcţionare de încă doi ani, producţia totală să atingă 30 mil. t, înainte de sfîrşitul campaniei.

Furnalul nr. 3 are un volum interior de 4063 m^2. Campania de lucru normală a unui astfel de furnal este de la cinci la şase ani.

Campania de lucru de lungă durată a furnalului nr. 3 de la uzinele Kimitsu este atribuită calităţii superioare şi stabile a materialelor încărcăturii, tehnologiei de funcţionare care reduce căldura foarte mare a pereţilor furnalului, precum şi unei întreţineri superioare.

Cantitatea medie de combustibil consumat în furnalul menţionat, înregistrată din momentul începerii funcţionării, este de 460 kg/t.

(În : *Nippon Steel News, Japonia, nr. 116, 1979)*

◆

Sistem de indicatori pentru planificarea cheltuielilor cu întreținerea funcțională a utilajelor tehnologice

Ing. N. Pavel
Combinatul siderurgic — Galați

CZ : 658.58 : 65.012.2

Modelul pentru conducerea activităților de întreținere funcțională a utilajelor tehnologice utilizează un sistem propriu de indicatori pentru caracterizarea eficienței sale.

Se bazează pe principiul dependenței funcționale a cheltuielilor cu întreținerea ($C\hat{I}$) de durata funcționării utilajului (T), momentul înlocuirii utilajului (M), evaluarea necesarului de fonduri pentru întreținerea utilajului pe durata exploatării sale (F).

Relația funcțională se prezintă astfel :

$$C\hat{I} = f(T,\ M,\ F)$$

În proiectarea sistemului de indicatori s-a pornit de la ideea departajării lor în două categorii :

— pentru planificarea cheltuielilor cu întreținerea, reuniți în bugetul de cheltuieli cu întreținerea utilajului tehnologic ;

— analitici, utilizați în determinarea eficienței fondurilor destinate întreținerii funcționale.

Analiza cheltuielilor cu înlăturarea avariilor va fi descrisă separat, deoarece acestea nu se planifică ci, reprezentînd efectul stărilor de nesiguranță în exploatarea utilajelor tehnologice, se înregistrează.

Bugetul de cheltuieli cu întreținerea funcțională

Bugetul de cheltuieli va conține valoarea minimizată a cheltuielilor cu întreținerea unui utilaj tehnologic într-o perioadă dată, corelată cu maximizarea timpului efectiv de funcționare.

Bugetul de cheltuieli se defalcă pe indicatori, pentru a face posibilă analiza economică și detectarea punctelor cu costuri ridicate. În funcție de specificul întreprinderii, numărul indicatorilor poate fi mai redus sau mai mare.

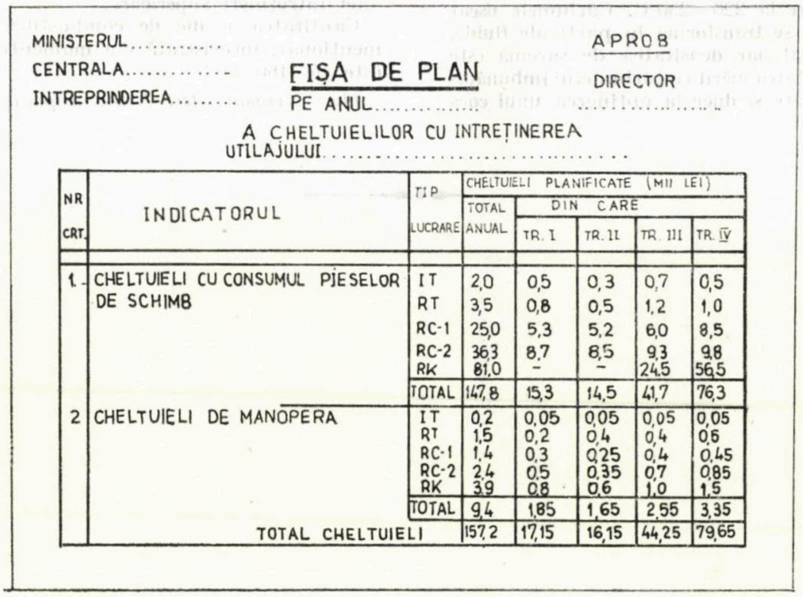
Indicatorii pentru planificarea cheltuielilor cu întreținerea reuniți în buget se defalcă pe tipuri de lucrări : inspecții tehnice, revizii tehnice, reparații curente, reparații capitale, deoarece ponderea fondurilor programate la același indicator este diferită de la un tip de lucrări la altul în cadrul aceluiași buget.

Bugetul se aprobă de factorii decizionali și se transmite executanților prin FIȘA DE PLAN (model fig. 1). La nivel de întreprindere se constituie planul cheltuielilor cu întreținerea funcțională (PC_{IF}) ca sumă a bugetelor de cheltuieli pe fiecare utilaj (B_U^P), adică :

$$PC_{IF} = \sum_{1}^{n} B_U^P \quad \text{unde :}$$

B_U^P este bugetul planificat al cheltuielilor cu întreținerea funcțională a unui utilaj ;

n — numărul utilajelor pentru care s-au constituit bugetele de cheltuieli cu întreținerea.



MINISTERUL..........
CENTRALA............
INTREPRINDEREA........

FIȘA DE PLAN
PE ANUL..............
A CHELTUIELILOR CU INTREȚINEREA
UTILAJULUI..................................

APROB
DIRECTOR
....

NR CRT.	INDICATORUL	TIP LUCRARE	CHELTUIELI PLANIFICATE (MII LEI)				
			TOTAL ANUAL	DIN CARE			
				TR. I	TR. II	TR. III	TR. IV
1.-	CHELTUIELI CU CONSUMUL PIESELOR DE SCHIMB	IT	2,0	0,5	0,3	0,7	0,5
		RT	3,5	0,8	0,5	1,2	1,0
		RC-1	25,0	5,3	5,2	6,0	8,5
		RC-2	36,3	8,7	8,5	9,3	9,8
		RK	81,0	-	-	24,5	56,5
		TOTAL	147,8	15,3	14,5	41,7	76,3
2	CHELTUIELI DE MANOPERA	IT	0,2	0,05	0,05	0,05	0,05
		RT	1,5	0,2	0,4	0,4	0,6
		RC-1	1,4	0,3	0,25	0,4	0,45
		RC-2	2,4	0,5	0,35	0,7	0,85
		RK	3,9	0,8	0,6	1,0	1,5
		TOTAL	9,4	1,85	1,65	2,55	3,35
	TOTAL CHELTUIELI		157,2	17,15	16,15	44,25	79,65

Fig. 1. Fișa de plan

Indicatori pentru planificarea cheltuielilor cu întreținerea funcțională a utilajelor

a) Cheltuieli cu consumul pieselor de schimb. Consumul se va fundamenta prin:

— durabilitatea fiecărei componente din fiecare utilaj.

Prin durabilitate se înțelege durata de funcționare a unei componente din utilaj, pînă cînd survine uzura la limită sau starea de nesiguranță în exploatare.

Durabilitatea se determină periodic în funcție de fiabilitatea utilajului.

— consumul specific determinat prin metode statistico-matematice pentru fiecare componentă a utilajului.

Obiectivul strategic îl constituie stocul optimal de siguranță pentru fiecare componentă a unui utilaj (SO_C^U), al cărui model funcțional este:

$$SO_C^U = D_C^U \cdot K_C^U$$

unde:

K_C^U reprezintă coeficientul de reglare a stocului optimal de siguranță, inclusiv pentru evidențierea consumului în caz de avarie, corelat cu consumul specific determinat prin metode statistico-matematice.

Stocul optimal de siguranță se va exprima în bucăți pe fiecare componentă și utilaj tehnologic într-o perioadă dată. Deoarece durabilitatea se exprimă în ore-funcționare se procedează la conversia în bucăți.

Mărimea coeficientului K_C^U este influențată cel mai mult de consumul pentru înlăturarea avariilor, precum și de gradul de variabilitate în determinarea durabilității componentei (există tabele de interpolare), respectiv de diferența dintre durabilitatea componentei într-o perioadă dată și consumul specific determinat prin metode statistico-matematice în aceeași perioadă. Pe baza stocurilor optimale de siguranță se întocmește normativul consumului pieselor de schimb pe utilaj într-o anumită perioadă.

b) Cheltuieli de manoperă. Vor fi incluse consumurile de manoperă pentru toate categoriile de personal direct implicat în efectuarea lucrărilor (muncitori, maiștri, ingineri etc.).

c) Cheltuieli cu consumul de materiale. Vor fi luate în considerare materialele utilizate nemijlocit la execuția lucrărilor.

d) Cheltuieli cu consumul de combustibili.

e) Cheltuieli cu consumul de energii.

f) Cheltuieli pentru acoperirea regiilor.

g) Fonduri de investiții. Acestea se planifică și se efectuează pentru unele lucrări de reparații capitale.

h) Cheltuieli de transport. Reprezintă sumele planificate, respectiv decontate cu închirierea mijloacelor de transport, ca de exemplu: macarale grele pentru montajul de componente, trailere pentru transportul de utilaje reparate la alte uzine etc.

i) Cheltuieli cu AMC-uri, SDV-uri. În execuția unor lucrări se cer unele SDV-uri sau AMC-uri speciale. Acestea se execută pe bază de comandă și rămîn în dotarea sectorului pentru care se efectuează lucrarea sau a întreprinderii. Amortizarea lor trebuie evidențiată corespunzător.

j) Cheltuieli cu pregătirea tehnologică. Această categorie de cheltuieli deține un procent din ce în ce mai ridicat în totalul cheltuielilor cu întreținerea.

Pentru întocmirea de documentații de inginerie tehnologică se efectuează documentații conținînd instrucțiuni tehnologice de întreținere și reparații, multiplicării de desene etc.

Indicatori analitici

Vor fi utilizați în analiza economică a întreținerii pentru a detecta punctele cu cheltuieli ridicate.

În cadrul modelului întreținerii funcționale se utilizează următorii indicatori analitici:

a) *Economicitatea întreținerii funcționale*

Se caracterizează prin abaterea de la cheltuielile planificate.

Relația funcțională se prezintă astfel:

$$(\pm)\Delta C_{ÎF} = C_{ÎF}^{P} - C_{ÎF}^{R}$$

unde: $C_{ÎF}^{R}$ reprezintă cheltuielile totale realizate cu întreținerea funcțională, inclusiv cu înlăturarea avariilor ($C_{ÎA}$) într-o perioadă dată (an calendaristic) și se determină utilizînd relația:

$$C_{ÎF}^{R} = \sum_{U=1,\, i=1}^{U=n,\, i=n} C_U^{Ri} + \sum_{U=1,\, C=1}^{U=n,\, C=m} C_{ÎA_C}^{U}$$

unde:

C_U^{Ri} reprezintă cheltuielile cu întreținerea realizate pentru un utilaj tehnologic, la toți indicatorii, în perioada dată;

U — numărul utilajelor tehnologice pentru care se determină;

$C_{ÎA_C}^{U}$ — cheltuielile cu înlăturarea avariei unui utilaj realizate la toate categoriile;

$C_{ÎF}^{P}$ — cheltuielile planificate cu întreținerea funcțională într-o perioadă dată, de exemplu an calendaristic și se determină utilizînd relația:

$$C_{ÎF}^{P} = \sum_{U=1,\, i=1}^{U=n,\, i=m} B_U^{P}$$

unde :

B_U^P reprezintă bugetul de cheltuieli cu întreţinerea utilajului, într-o perioadă dată ;
U — numărul utilajelor pentru care se planifică bugetul de cheltuieli cu întreţinerea ;
i — numărul indicatorilor pentru care se planifică cheltuielile cu întreţinerea funcţională.

Economicitatea se realizează numai dacă este satisfăcută relaţia :

$$C_{IF}^R \leqslant C_{IF}^P$$

b) Coeficientul de eficienţă economică a cheltuielilor cu întreţinerea funcţională (K_{IF})

Pentru determinare se utilizează expresia :

$$K_{IF} = \frac{1}{\Delta C_{IF}}.$$

Are sens numai dacă :

$$C_{IF}^R \leqslant C_{IF}^P$$

c) Durata recuperării cheltuielilor cu întreţinerea funcţională a utilajelor

Prin durata recuperării cheltuielilor cu întreţinerea funcţională a utilajelor (DRC_{IF}) se înţelege perioada (ore, zile, luni, trimestre, ani) în care fondurile consumate să fie recuperate prin realizarea suplimentară de produse, ca urmare a creşterii timpului efectiv de exploatare, în perioada dată, faţă de cel planificat. Se determină utilizînd expresia :

$$DRC_{IF} = H - (\pm \Delta TE)$$

unde :

H reprezintă coeficientul de conversie în unităţi de timp a cheltuielilor realizate cu întreţinerea funcţională (C_{IF}^R) în perioada analizată prin intermediul productivităţii muncii (W)

$$H = \frac{C_{IF}^R}{W}, \text{ iar } \Delta TE = TE^R - TE^P$$

unde :

TE^R reprezintă timpul efectiv de exploatare *realizat* în perioada analizată ;
TE^P — timpul *planificat* de exploatare pentru o perioadă dată.

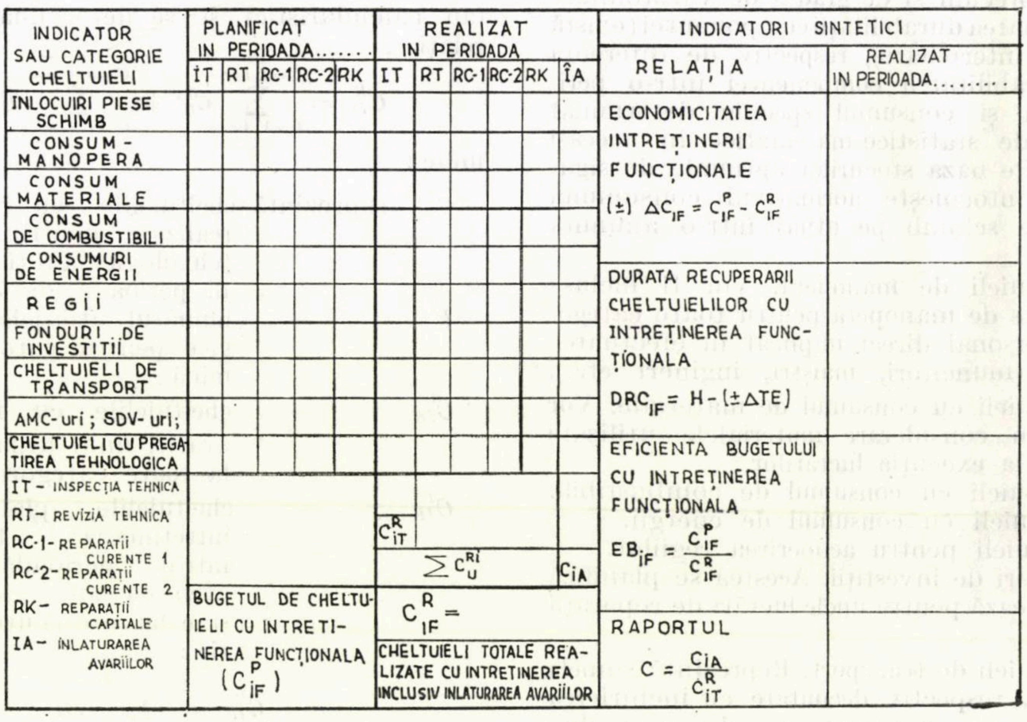
d) Eficienţa bugetului cu întreţinerea funcţională (EB_{IF})

Relaţia funcţională are forma :

$$EB_{IF} = \frac{C_{IF}^P}{C_{IF}^R}$$

Dacă $EB_{IF} \geqslant 1$ bugetul este eficient.

În cazul cînd $EB_{IF} < 1$ este necesar să se efectueze analiza economică utilizînd indicatorii analitici pentru a se detecta punctele cu costuri ridicate.



INDICATOR SAU CATEGORIE CHELTUIELI	PLANIFICAT IN PERIOADA......					REALIZAT IN PERIOADA					
	ÎT	RT	RC-1	RC-2	RK	ÎT	RT	RC-1	RC-2	RK	ÎA
INLOCUIRI PIESE SCHIMB											
CONSUM-MANOPERA											
CONSUM MATERIALE											
CONSUM DE COMBUSTIBILI											
CONSUMURI DE ENERGII											
REGII											
FONDURI DE INVESTITII											
CHELTUIELI DE TRANSPORT											
AMC-uri ; SDV-uri;											
CHELTUIELI CU PREGATIREA TEHNOLOGICA											
IT – INSPECŢIA TEHNICA RT – REVIZIA TEHNICA RC-1 – REPARAŢII CURENTE 1 RC-2 – REPARAŢII CURENTE 2 RK – REPARAŢII CAPITALE IA – INLATURAREA AVARIILOR						C_{IT}^R					
						$\sum C_U^{Ri}$					C_{IA}
	BUGETUL DE CHELTUIELI CU INTRETINEREA FUNCTIONALA (C_{IF}^P)					$C_{IF}^R =$					
						CHELTUIELI TOTALE REALIZATE CU INTRETINEREA INCLUSIV INLATURAREA AVARIILOR					

INDICATORI SINTETICI	
RELAŢIA	REALIZAT IN PERIOADA........
ECONOMICITATEA INTREŢINERII FUNCŢIONALE $(\pm)\ \Delta C_{IF} = C_{IF}^P - C_{IF}^R$	
DURATA RECUPERARII CHELTUIELILOR CU INTREŢINEREA FUNCŢIONALA $DRC_{IF} = H - (\pm \Delta TE)$	
EFICIENTA BUGETULUI CU INTREŢINEREA FUNCŢIONALA $EB_{IF} = \frac{C_{IF}^P}{C_{IF}^R}$	
RAPORTUL $C = \frac{C_{IA}}{C_{IT}^R}$	

Fig. 2. Cheltuieli totale realizate cu întreţinerea

Cheltuielile cu înlăturarea avariilor

Analiza economică se va efectua atît la nivel de utilaj, cît şi pe categorii, urmărindu-se evoluţia în timp a cheltuielilor cu înlăturarea avariilor (C_{IA}) ce se determină, utilizînd relaţia :

$$C_{IA} = \sum_{U=1,\, C=1}^{U=n,\, C=m} C^{U}_{IA_C}$$

unde :

U reprezintă numărul utilajelor la care s-au produs avarii în perioada dată ;

C — numărul categoriilor de cheltuieli luate în analiză.

În toate cazurile în care avariile reprezintă efectul stărilor de nesiguranţă (de uzură) şi nu al exploatării necorespunzătoare (deci nu din vina personalului tehnologic) în sistemul întreţinerii funcţionale se va analiza raportul (C) dintre :

— cheltuielile cu înlăturarea avariilor (C_{IA}) ;

— cheltuielile totale realizate cu inspecţia tehnică (C^{R}_{IT}) la utilajele şi în perioada dată, adică :

$$C = \frac{C_{IA}}{C^{R}_{IT}}$$

Dacă $C_{IA} > C^{R}_{IT}$ rezultă că $C > 1$, ceea ce duce la concluzia că inspecţia tehnică se execută defectuos, adică nu se depistează toate punctele tehnic slabe.

În figura 2 este prezentat un model de tablou de bord pentru analiza economică a întreţinerii funcţionale.

Se precizează că sistemul de indicatori este prezentat în sinteză.

◆

DOCUMENTARE

Încheierea celei de-a doua etape la uzina Nippon Kokan de la Ogishima

Toate instalaţiile prevăzute pentru a doua etapă a uzinei Ogishima fiind acum în funcţiune, ea dispune în prezent de o capacitate de 6 mil. t/an oţel brut. Capacităţile instalaţiilor sînt următoarele :

— 1 linie de aglomerare de 14 400 t/zi (5,3 mil. t/an);

— 2 baterii de cocs (4,4 mil. t/an) ;

— 2 furnale de 4052 m^2 (5,8 mil. t/an) ;

— 3 convertizoare cu oxigen de 250 t şi un cuptor electric de 50 t (6 mil. t/an) ;

— 3 instalaţii de turnare continuă pentru brame (3,6 mil. t/an) ;

— 1 instalaţie de turnare continuă pentru blumuri (1 mil. t/an) ;

— 1 bluming (3,6 mil. t/an) ;

— 1 laminor de ţagle (1,6 mil. t/an) ;

— 1 laminor de bandă lată la cald (3,6 mil. t/an).

Cu 4 instalaţii de turnare continuă, uzina de la Ogishima va putea să prelucreze prin acest procedeu 75 % din producţia sa de oţel brut, procentaj depăşit doar de uzina de la Oita (Nippon Steel), care se ridică la 100 %. Se ştie că uzina de la Ogishima nu depinde decît în proporţie de 15 % de păcură, în ceea ce priveşte necesarul de energie, procentaj ce trebuie redus la 10 % în următorii doi ani şi poate la zero în viitor.

(În : *Revue de Métallurgie, Franţa, nr. 11, 1979, p. 773*)

Preîncălzitor de deşeuri metalice care utilizează căldura ţaglelor

Compania International Preheater Co a încheiat un contract cu societatea mexicană Aceros de Chihuahua S.A. pentru livrarea unui preîncălzitor de deşeuri cu 2 bene, care va utiliza căldura reziduală de la ţagle, în scopul preîncălzirii deşeurilor. Aceasta va alcătui prima parte a unui program, care poate fi extins, de utilizare a căldurii ţaglelor de la paturile de răcire în scopul preîncălzirii deşeurilor utilizate la trei cuptoare electrice cu arc.

Un proiect anterior, elaborat de Departamentul S.U.A. al energiei la compania Soule Steel Co. din Carson, California, a dus la economii de energie de peste 20 %. S-a constatat că producţia a crescut cu 10 % prin reducerea timpului de la o şarjă la alta. S-au realizat temperaturi ale deşeurilor de peste 780°C. Principala caracteristică a procedeului este metoda simplă de funcţionare, bazată pe utilizarea energiei care pînă în prezent se pierdea. Preîncălzitorul este o instalaţie care utilizează o benă de încărcare special proiectată, care nu necesită o căptuşeală din material refractar.

Firmele producătoare de oţel consideră că, astfel, căldura reziduală a lingotierelor după stripare sau cea din paturile de răcire poate fi utilizată pentru reducerea costurilor de producţie.

(În : *Iron and Steel Engineer, S.U.A., nr. 9, 1979, p. 55*)

◆

Metode de interpretare statistico-matematică cu ajutorul tehnicii moderne de calcul

Mat. I. Ciucu și mat. Victoria Ciucu
C.C.P.T.A. — Slatina

CZ: 681·31

Efectuarea unui număr mare de observații asupra evoluției unui fenomen studiat implică necesitatea analizării acestora prin intermediul metodelor statistico-matematice. Această analiză se poate face manual în cazul unui număr restrîns de date sau prin intermediul programării pe calculatorul electronic, în cazul unui număr mare de date primare. Principalele direcții în care s-a efectuat programarea pe calculator sînt următoarele :

— elaborarea unui program notat cu P_1 pentru sistematizarea, centralizarea și caracterizarea datelor prin intermediul următorilor parametri statsitici : media, dispersia și abaterea medie pătratică ;

— elaborarea programului P_2 pentru obținerea tabelului care cuprinde : selecția datelor pe intervale de clasă, centre de clasă, frecvențele absolute, absolute cumulate, relative și relative cumulate, precum și exprimarea procentuală a acestora în scopul reprezentării grafice a curbelor de frecvență ;

— elaborarea programului P_3 pentru trasarea simultană a histogramei frecvenței relative (%) și frecvenței relative cumulate (%), precum și trasarea simultană a poligonului frecvenței relative și poligonului frecvenței relative cumulate ;

— elaborarea programului P_4 pentru calcularea funcției de distribuție, tabelarea comparativă a acesteia cu valorile centrelor de clasă obținute prin programul P_2, precum și a trasării simultane a poligonului frecvenței relative și a curbei de distribuție normală. În final, prin intermediul valorii coeficientului de corelație, se realizează interpretarea curbei de frecvențe în sensul dacă aceasta tinde sau nu spre curba de distribuție normală.

Utilizarea acestor programe s-a realizat în cadrul unei aplicații efectuată la Întreprinderea de aluminiu — Slatina, în scopul depistării căderilor de tensiune anodică la cuvele de electroliză a aluminului și diminuării acestor pierderi.

Analiza statistică s-a efectuat pentru patru secții de electroliză, iar pentru fiecare anod s-au cules date din șapte puncte semnificative, avînd în total pentru fiecare secție un număr de aproximativ 3 000 de date primare. Așadar, complexitatea fenomenului de analizat a necesitat aplicarea tehnicii moderne de calcul în studiul statistico-matematic al acestuia.

În continuare se redă o scurtă prezentare a programelor menționate, iar la două dintre acestea se prezintă și schemele logice.

Programul P_1 nu prezintă un grad de dificultate prea mare, fiind dealtfel frecvent întîlnit în aplicațiile de statistică-matematică. Cu ajutorul acestui program se rezolvă următoarele probleme :

— centralizează datele primare în tabele tip, după codurile secției de electroliză, cuvei, anodului și punctului de măsurare ;

— efectuează totalurile, media aritmetică, dispersia și abaterea medie pătratică pentru fiecare punct de observație ;

— interpretează statistico-matematic datele de observație după gradul de împrăștiere a acestora în jurul valorii medii.

Programul P_2 efectuează așa după cum s-a menționat repartiția datelor primare în clase de selecție.

Etapele de calcul sînt următoarele : se determină valoarea minimă X_{min} și respectiv valoarea maximă X_{max} a setului de date considerat, după care se stabilește dimensiunea h a intervalelor de clasă cu relația :

$$h = \frac{8}{100}(X_{max} - X_{min})$$

Limitele intervalelor de clasă se definesc cu relația :

$$X_i = X_{min} + h \cdot i; \; i \in \{0,1,\ldots\ldots, N_0\}$$

unde :

$$X_{N_0} \leqslant X_{max}$$

În continuare se efectuează sortarea datelor în aceste intervale și calcularea frecvențelor absolute, absolut cumulate, relative și relative cumulate.

Rezultatele programului P_2 se preiau prin intermediul programului P_3 pentru trasarea simultană a histogramelor frecvenței relative (%) și frecvenței relative cumulate (%), respectiv pentru poligoane.

Schema logică a acestui program se prezintă în figura 1. Semnificația variabilelor analizate se prezintă în continuare. S-a notat cu *FR* — frecvența relativă (%) și cu *FRC* — frecvența relativă cumulată (%).

Axa Oy_1 este corespunzătoare primului grafic de poligoane, iar axa Oy_2 este corespunzătoare graficului histogramelor. Pe aceste axe se figurează frecvențele *FR* și *FRC*.

Prin intermediul instrucțiunii DATA (limbajul FORTRAN pentru calculatorul FELIX C256) se fixează codurile de trasare ale variabilelor *FR* și *FRC*. Cele șase coduri numerotate în cadrul fiecărui bloc logic din schemă desemnează ordinea de imprimare punctuală pe linie a variabilelor $(OX)i$; $FR(i)$ și $FRC(i)$, $i \in \overline{1, N_0 + 1}$ conform prescripțiilor din instrucțiunea DATA.

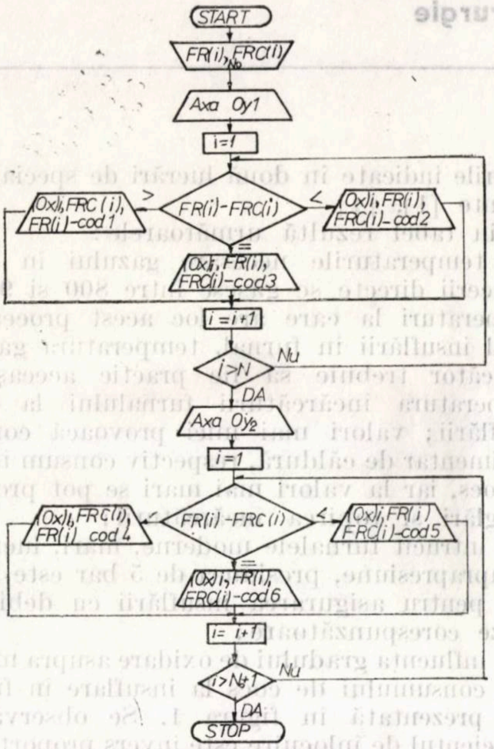

START
FR(i), FRC(I), N₀
Axa Oy1
i=1
FR(i)-FRC(i)
>
<
=
(Ox)i, FRC(i), FR(i)-cod 1
(Ox)i, FR(i), FRC(i)-cod2
(Ox)i, FR(i), FRC(i)-cod3
i=i+1
i>N
Nu
DA
Axa Oy2
i=1
FR(i)-FRC(i)
(Ox)i, FRC(i), FR(i) cod 4
(Ox)i, FR(i) FRC(i)-cod5
(Ox)i, FR(i), FRC(i)-cod6
i=i+1
i>N₀+1
Nu
DA
STOP

Fig. 1. Schema logică a programului P_3

După obținerea listingului de la calculator, se efectuează manual unirea punctelor conform codurilor stabilite inițial, rezultînd astfel, prin intermediul programului, următoarele grafice: curba frecvențelor relative (%), curba frecvențelor relative cumulate (%) și histograma frecvențelor relative cumulate (%).

Programul P_4 folosește drept date de intrare centrele de clasă ale intervalelor de selecție notate cu X și frecvențele relative (%) notate cu FR.

Prin program se efectuează următoarele etape de calcul: se determină media, abaterea și dispersia centrelor de clasă. În continuare se calculează valorile funcției de frecvență definită astfel:

$$F(X) = \frac{1}{\sigma_x \sqrt{2\pi}} e^{-\frac{(X-\bar{X})^2}{2\sigma_x^2}}$$

pentru fiecare variabilă X. Cu $\bar{X}$ s-a notat media, iar cu σ_x s-a notat abaterea medie pătratică a variabilei X.

Rezultă astfel valorile curbei de distribuție normală $F(X)$, pentru care se trasează graficul simultan cu graficul frecvențelor relative (%).

De asemenea se stabilește coeficientul de corelație dintre variabilele FR și $F(X)$ cu ajutorul relației:

$$R_{ab} = \frac{\Sigma(a - \bar{a})(b - \bar{b})}{(n - 1)\sigma_a \cdot \sigma_b}$$

În această relație s-au folosit notațiile: a — valorile frecvenței relative, % (FR) și cu b — valorile curbei de distribuție normală ($F(X)$). În raport cu valoarea acestui coeficient se afișează un mesaj de interpretare, în sensul dacă curba frecvențelor se poate aproxima s-au nu prin curba de distribuție normală.

Schema logică a programului care rezolvă etapele de calcul menționate se prezintă în figura 2. Cele trei coduri menționate în schemă sînt stabilite prin intermediul instrucțiunii DATA.

Prin mesajul 1 sau 2 se afirmă dacă curba frecvențelor relative (%) tinde s-au nu către curba de distribuție normală.

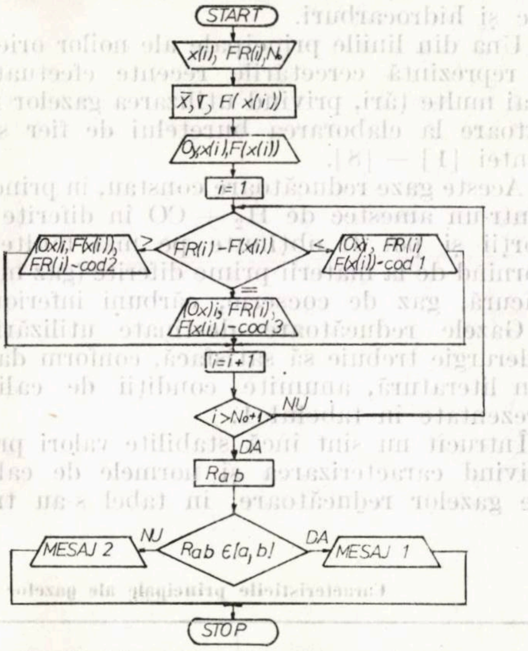

START
x(i), FR(i), N₀
X̄, Γ, F(x(i))
Oy, x(i), F(x(i))
i=1
FR(i)-F(x(i))
>
<
=
(Ox)i, F(x(i)), FR(i)-cod2
(Ox)i, FR(i) F(x(i))-cod 1
(Ox)i, FR(i), F(x(i))-cod 3
i=i+1
i>N₀+1
NU
DA
Rab
Rab ∈[a, b]
NU
DA
MESAJ 2
MESAJ 1
STOP

Fig. 2. Schema logică a programului P_4

Așadar programul P_4 prezintă tabelul comparativ al frecvențelor relative % și a valorilor curbei de distribuție normală, graficele simultane ale acestor variabile și mesajele de interpretare statistică.

Pentru aplicația descrisă anterior, acest pachet de programe prezentat a asigurat analizarea rapidă și riguros științifică a datelor de selecție prin folosirea metodelor statistico-matematice.

Evident, aceste programe au o aplicabilitate generală întrucît modul de elaborare al acestora permite prin modificări simple (număr de date, dimensiunea matricelor) adaptarea acestora pentru orice set de date.

Posibilităţi de conversie a gazului de cocserie în gaz reducător, în vederea utilizării în siderurgie

CZ: 662.765 : 669.1

Criza mondială de energie are repercusiuni directe asupra perspectivelor de dezvoltare a siderurgiei care, cu un necesar de 5–7 Gcal/t laminat, reprezintă unul din principalii consumatori de energie ai economiei naţionale. Această situaţie a impus intensificarea preocupărilor pentru lărgirea bazei de materii prime şi diversificarea surselor de energie folosite în siderurgie, prin elaborarea unor tehnologii noi, neconvenţionale, pentru producerea fontei, în vederea micşorării consumului de cocs metalurgic şi hidrocarburi.

Una din liniile principale ale noilor orientări o reprezintă cercetările recente efectuate în mai multe ţări, privind utilizarea gazelor reducătoare la elaborarea buretelui de fier sau a fontei [1] – [8].

Aceste gaze reducătoare constau, în principal, dintr-un amestec de $H_2 + CO$ în diferite proporţii şi pot fi obţinute pe mai multe căi, pornind de la materii prime diferite (gaz metan, păcură, gaz de cocserie, cărbuni inferiori).

Gazele reducătoare destinate utilizării în siderurgie trebuie să satisfacă, conform datelor din literatură, anumite condiţii de calitate, prezentate în tabelul 1.

Întrucît nu sînt încă stabilite valori precise privind caracterizarea şi normele de calitate ale gazelor reducătoare, în tabel s-au trecut valorile indicate în două lucrări de specialitate recente [1], [4].

Din tabel rezultă următoarele:

— temperaturile necesare gazului în cazul reducerii directe se găsesc între 800 şi 900°C, temperaturi la care are loc acest proces. În cazul insuflării în furnal, temperatura gazului reducător trebuie să fie practic aceeaşi cu temperatura încărcăturii furnalului la locul insuflării; valori mai mici provoacă consum suplimentar de căldură, respectiv consum iniţial de cocs, iar la valori mai mari se pot produce dereglări şi topirea încărcăturii;

— întrucît furnalele moderne, mari, lucrează la suprapresiune, presiunea de 5 bar este necesară pentru asigurarea insuflării cu debite şi viteze corespunzătoare;

— influenţa gradului de oxidare asupra micşorării consumului de cocs la insuflare în furnal este prezentată în figura 1. Se observă că coeficientul de înlocuire este invers proporţional cu gradul de oxidare şi creşte odată cu creşterea temperaturii gazului insuflat. O valoare precisă pentru gradul de oxidare nu poate fi prescrisă apriori, deoarece ea depinde atît de tehnologia de producere a gazului reducător, cît şi de considerente economice ce rezultă din corelarea cheltuielilor necesare obţinerii gazului reducător de o anumită calitate, cu costul cocsului înlocuit.

Tabelul 1

Caracteristicile principale ale gazelor reducătoare utilizate la furnal şi la reducerea directă

Parametrii gazului (referinţa bibliografică)	Utilizarea			
	Insuflare în furnal		Reducere directă	
	[1]	[4]	[1]	[4]
Presiunea	5 bar	pînă la 5 bar	1–2 bar	pînă la 5 bar
Temperatura	900–1 200°C	900–1 000°C	850–1 000°C	800–900°C
Gradul de oxidare*	5–10%	pînă la 10%	max. 5%	pînă la 5%
Conţinutul de hidrocarburi	max. 3%	pînă la 3% (volumic)	max. 3%	fără gudron şi (CH_4+ + CmHn) permis
Conţinutul de azot	sub 20%	cît se poate de redus	cît mai scăzut	
Conţinutul de componenţi Dăunători	cît mai scăzut	se admit conţinuturi mici de sulf	cît mai scăzut	grad avansat de desulfurare

* Caracteristica cea mai importantă a gazelor reducătoare utilizate în siderugie o reprezintă gradul de oxidare. Această mărime se exprimă în fracţii sau mai frecvent în procente şi este definită prin raportul:

$$\text{Grad de oxidare, } \% = \frac{CO_2 + H_2O}{CO + H_2 + CO_2 + H_2O} = 100$$

O altă caracteristică utilizată frecvent şi care este direct corelată cu gradul de oxidare este gradul de reducere sau potenţialul reducător, definit prin relaţia:

$$\text{Grad de reducere: } \frac{CO + H_2}{CO_2 + H_2O}$$

În orice caz, la insuflarea în furnal pare să fie eficientă utilizarea unui gaz cu grad de oxidare de pînă la 10%, în timp ce la reducere directă această valoare este limitată la 5%;

— în timp ce conţinutul de hidrocarburi este nepermis în cazul reducerii directe, mici cantităţi de hidrocarburi pot fi tolerate (max. 3%) la insuflarea în furnal;

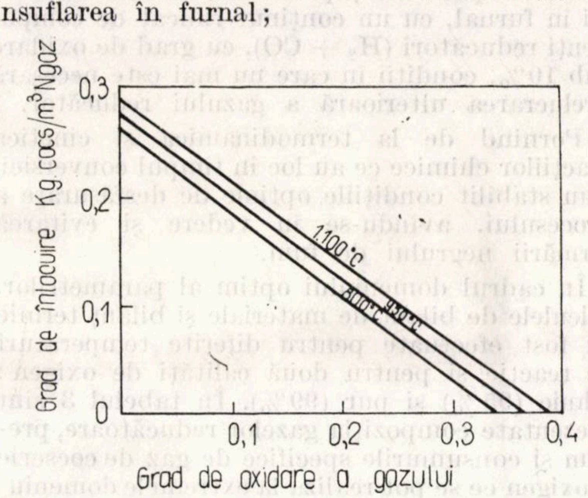


Fig. 1. Variaţia gradului de înlocuire a cocsului în funcţie de gradul de oxidare a gazului reducător şi de temperatura de insuflare

— azotul conţinut în gazul reducător peste o anumită limită se poate acumula treptat în gazul recirculat la reducerea directă, necesitînd astfel o permanentă purjare cu pierderile inerente respective de componenţi utili. La insuflare în furnal, azotul reprezintă un balast nedorit, care micşorează concentraţia reactanţilor ce participă la reacţiile de reducere, scăzînd astfel viteza acestora;

— conţinutul de compuşi cu sulf trebuie să fie cît mai mic pentru reducerea directă; la insuflare în furnal, conţinutul de sulf în gazul reducător se consideră a fi mai puţin critic.

Conform datelor recente din literatură [4], s-au putut stabili, pe baza unor calcule termodinamice, legături cantitative între compoziţia şi cantitatea gazului reducător insuflat în furnal pe de o parte şi consumul de cocs şi necesarul de aer de insuflare pe de altă parte. În figurile 2 şi 3 sînt prezentate sintetic rezultatele acestor calcule.

Obţinerea gazului reducător din gazul de cocserie apare oportună şi reprezintă o valorificare superioară a acestuia, din următoarele considerente principale:

— gazul de cocserie rezultă în cantităţi mari la fabricarea cocsului şi el include 18—20% din potenţialul energetic al cărbunelui introdus la cocsificare;

— are un conţinut ridicat de compuşi reducători: $H_2 + CO$ (cca 65%);

— cel de-al treilea component principal, metanul, care se găseşte în gaz într-o proporţie de circa 25%, poate fi convertit, în principiu, în $H_2 + CO$, printr-una din tehnologiile de conversie bine cunoscute şi folosite pe scară largă la noi în ţară, în cadrul industriei chimice, la producerea gazului de sinteză, necesar fabricării amoniacului şi metanolului;

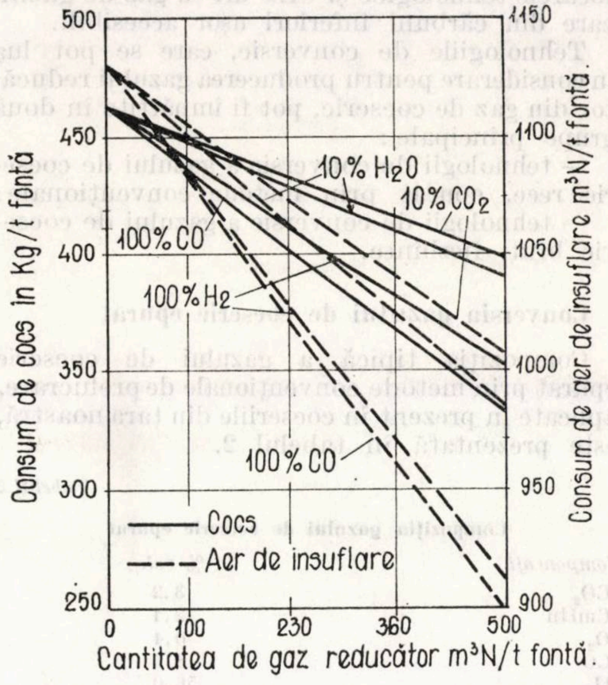


Fig. 2. Variaţia consumului de cocs şi a consumului de aer de insuflare în funcţie de cantitatea gazului reducător insuflat

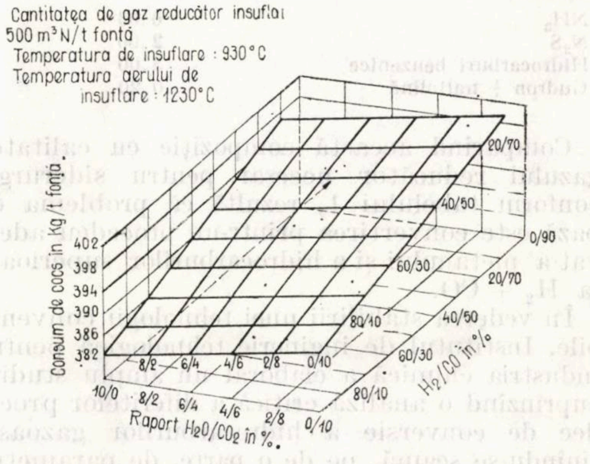


Fig. 3. Variaţia consumului de cocs în funcţie de compoziţia gazului reducător, menţinîndu-se constante cantitatea de gaz reducător insuflat, gradul de oxidare al gazului şi temperatura de insuflare

— în cadrul combinatelor siderurgice integrate, gazul de cocserie reprezintă un subprodus cu cost relativ scăzut.

În prezent, gazul de cocserie se foloseşte în exclusivitate drept combustibil, în acest fel cărbunii cocsificabili deficitari şi scumpi, necesari pentru fabricarea cocsului, sînt utilizaţi la producerea energiei termice şi electrice, ceea ce în conjuctura actuală a penuriei de hidrocarburi și cărbuni cocsificabili nu pare justificat. Utilizarea gazului de cocs ca agent reducător este necesar să constituie o preocupare viitoare, avînd în vedere dezvoltarea industriei siderurgice în țara noastră, urmînd a fi înlocuit la focarele tehnologice și CET-uri cu gaz de gazificare din cărbuni inferiori ușor accesibili.

Tehnologiile de conversie, care se pot lua în considerare pentru producerea gazului reducător din gaz de cocserie, pot fi împărțite în două grupe principale :

— tehnologii de conversie a gazului de cocserie rece, epurat prin metode convenționale ;

— tehnologii de conversie a gazului de cocserie brut, fierbinte.

Conversia gazului de cocserie epurat

Compoziția tipică a gazului de cocserie epurat prin metode convenționale de prelucrare, aplicate în prezent în cocseriile din țara noastră, este prezentată în tabelul 2.

Tabelul 2

Compoziția gazului de cocserie epurat

Componenți	*% vol.*
CO_2	3,2
CmHn	2,4
O_2	0,4
CO	8,5
H_2	56,0
CH_4	25,5
N_2	4,0
Impurități	*g/m^3N*
NH_3	0,03
N_2S	2,00
Hidrocarburi benzenice	3,00
Gudron + naftalină	0,20

Comparînd această compoziție cu calitatea gazului reducător necesar pentru siderurgie conform tabelului 1, rezultă că problema de bază este convertirea printr-un procedeu adecvat a metanului și a hidrocarburilor superioare la $H_2 + CO$.

În vederea stabilirii unei tehnologii convenabile, Institutul de inginerie tehnologică pentru industria chimică a elaborat un amplu studiu, cuprinzînd o analiză critică a diferitelor procedee de conversie a hidrocarburilor gazoase, ținîndu-se seamă, pe de o parte, de parametrii și condițiile de calitate impuse gazului reducător, pe de altă parte, de particularitățile gazului de cocserie ce urmează să fie folosit drept materie primă.

În urma analizei efectuate a rezultat că, dintre toate procedeele cunoscute, conversia termică cu oxigen poate fi adaptată cel mai convenabil la producerea gazului reducător din gaz de cocserie.

Acest procedeu prezintă două avantaje majore față de procedeele catalitice de conversie a hidrocarburilor, în general mai răspîndite :

— fiind un procedeu necatalitic, nu se pune problema otrăvirii catalizatorului de către compușii cu sulf conținuți în gazul de cocserie, eliminîndu-se astfel operațiile complexe legate de desulfurarea avansată a gazelor ;

— la conversie se obține direct un gaz reducător la temperatura și presiunea necesară insuflării în furnal, cu un conținut ridicat de componenți reducători ($H_2 + CO$), cu grad de oxidare sub 10%, condiții în care nu mai este necesară prelucrarea ulterioară a gazului reducător.

Pornind de la termodinamica și cinetica reacțiilor chimice ce au loc în timpul conversiei, s-au stabilit condițiile optime de desfășurare a procesului, avîndu-se în vedere și evitarea formării negrului de fum.

În cadrul domeniului optim al parametrilor, calculele de bilanț de materiale și bilanț termic au fost efectuate pentru diferite temperaturi de reacție și pentru două calități de oxigen : tehnic (95%) și pur (99%). În tabelul 3 sînt prezentate compoziția gazelor reducătoare, precum și consumurile specifice de gaz de cocserie și oxigen ce se pot realiza la extremele domeniului optim al temperaturilor.

Tabelul 3

Compoziția gazelor reducătoare, consumul de gaz de cocserie și oxigen la diferite temperaturi și calități diferite ale oxigenului, la conversia termică cu oxigen a gazului de cocserie

Specificație	O_2 95%		O_2 99,5%	
	1 000°C	1 200°C	1 000°C	1 200°C
Compoziția gazelor, %				
CO_2	1,59	1,56	1,58	1,55
H_2O	7,14	10,02	7,12	9,99
CO	24,38	24,48	24,53	24,64
H_2	63,65	60,82	64,05	61,28
CH_4	0,25	0,06	0,25	0,06
N_2	2,99	3,06	2,46	2,47
Consum specific, $m^3N/1\,000\ m^3N$				
— gaz de cocs	685,62	694,78	683,00	701,7
— oxigen	133,0	156,0	126,15	147,5

Din analiza datelor din tabel rezultă că este justificată alegerea temperaturii de reacție de 1 000°C și folosirea oxigenului de 95% (mai ieftin decît cel de 99,5%).

În baza celor arătate a fost concepută o instalație industrială, capabilă să producă 30 000 m^3N/h gaz reducător, compusă din două linii independente, fiecare cu o capacitate de 15 000 m^3N/h. S-a ales soluția cu două linii, deoarece capacitatea maximă pentru un reactor de conversie nu poate depăși, la presiuni relativ joase de 3–4 bar la care se conduce procedeul, valori mai mari de 15 000 m^3N/h. Această concepție prezintă și avantajul unei mai mari flexibilități în raport cu fluctuațiile debitului de alimentare cu gaz la cocserie.

Schema de flux a unei linii, împreună cu principalii parametri tehnologici, este prezentată în figura 4.

Conversia gazului de cocserie brut fierbinte

Ideea folosirii directe a gazului de cocserie brut, fierbinte, la obținerea gazului reducător are la bază constatarea că, din toată energia consumată pentru producerea cocsului metalurgic, circa 30% se regăsește sub formă de căldură sensibilă în gazul de cocs fierbinte, care părăsește cuptorul de cocsificare. Situația este ilustrată în diagrama de entalpie a șarjei de cocsificare din figura 5.

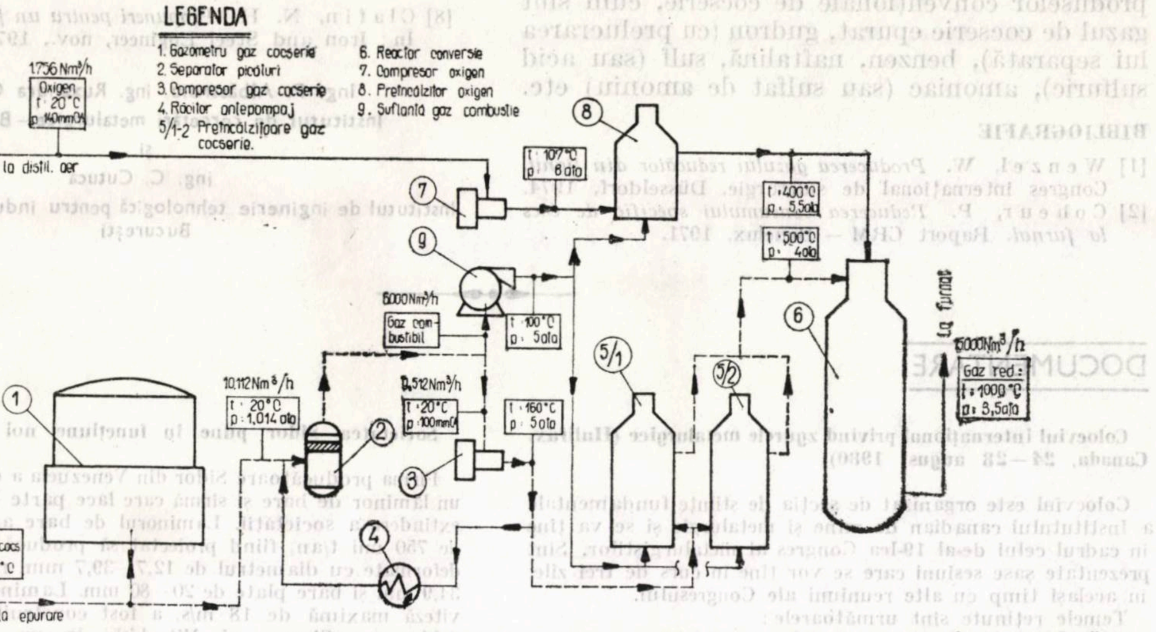
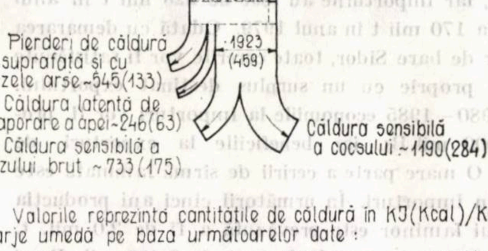

LEGENDA
1. Gazometru gaz cocserie
2. Separator picături
3. Compresor gaz cocserie
4. Răcitor antepompaj
5/1-2 Preîncălzitoare gaz cocserie.
6. Reactor conversie
7. Compresor oxigen
8. Preîncălzitor oxigen
9. Suflantă gaz combustie
1756 Nm³/h
Oxigen
t 20°C
p 140mmCA
de la distil. aer
t 107°C
p 8ata
t 400°C
p 5,5ata
t 500°C
p 4ata
6000Nm³/h
Gaz combustibil
t 100°C
p 5ata
10.112Nm³/h
t 20°C
p 1,014 ata
9,512Nm³/h
t 20°C
p 100mmCA
t 160°C
p 5ata
Gaz cocs
20°C
de la epurare
la furnal
15000Nm³/h
Gaz red.:
t 1000°C
p 3,5ata
1
2
3
4
5/1
5/2
6
7
8
9

Fig. 4. Schema tehnologică de principiu pentru conversia termică, cu oxigen, a gazului de cocserie în gaz reducător

În cursul fluxului de epurare a gazului această căldură se pierde, gazul de cocs epurat părăsind instalația la temperatura ambiantă.


Gaz amestec pentru încălzire
(gaz furnal + gaz cocserie)
260(62) Căldura de reacție
2472 (590)
1923
(459)
Pierderi de căldură la suprafață și cu gazele arse ~545(133)
Căldura latentă de evaporare a apei ~246(63)
Căldura sensibilă a gazului brut ~733(175)
Căldura sensibilă a cocsului ~1190(284)

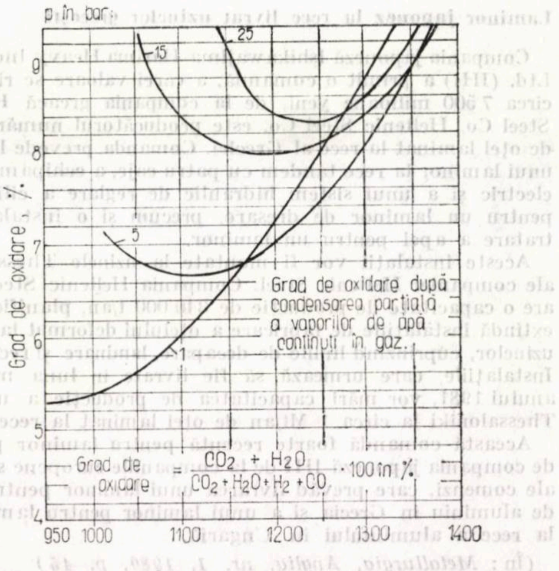
Valorile reprezintă cantitățile de căldură în KJ(Kcal)/Kg, șarje umedă pe baza următoarelor date:

Lățimea camerei :	450mm	Umiditatea cărbunelui : 10%
Grosimea zidăriei dintre cameră și verticala de încălzire :	110mm(ND material)	Volatile: cca 30% la masă combustibilă
Înălțimea camerei :	4m	Cenușă la cărbune uscat: 7%

Fig. 5. Bilanțul de entalpie pentru cocsificarea șarjei umede

Într-o lucrare recentă [7] se propune utilizarea gazului de cocs brut la producerea gazului reducător. Procedeul propus, bazat pe calcule termodinamice, constă în esență în conversia termică cu oxigen, practic a tuturor hidrocarburilor aflate în gazul de cocs brut la $H_2 + CO$, rezultind un gaz reducător impur care, după comprimare și desulfurare, poate fi folosit la furnal sau la reducere directă.

Pornind de la considerente teoretice, s-a calculat gradul de oxidare a gazului reducător



$$\text{Grad de oxidare} = \frac{CO_2 + H_2O}{CO_2 + H_2O + H_2 + CO} \cdot 100 \text{ în } \%$$

Fig. 6. Variația gradului de oxidare funcție de temperatura și presiunea de conversie a gazului de cocserie brut

obţinut pe această cale în funcţie de temperatura şi presiunea de conversie. Rezultatele calculelor sînt prezentate grafic în figura 6.

Se observă că în cazul folosirii gazului de cocserie brut la fel ca şi la cel epurat conversia termică cu oxigen conduce la un gaz reducător cu grad de oxidare cuprins în principal între 7 şi 9 %, care satisface cerinţele impuse pentru insuflare în furnal.

În această variantă tehnologică se renunţă parţial sau total la linia clasică de prelucrare a gazului de cocs şi implicit la obţinerea subproduselor convenţionale de cocserie, cum sînt gazul de cocserie epurat, gudron (cu prelucrarea lui separată), benzen, naftalină, sulf (sau acid sulfuric), amoniac (sau sulfat de amoniu) etc.

BIBLIOGRAFIE

[1] Wenzel, W. *Producerea gazului reducător din lignit.* Congres internaţional de siderurgie, Düsseldorf, 1974.

[2] Coheur, P. *Reducerea consumului specific de cocs la furnal.* Raport CRM — Benelux, 1971.

[3] * * * *Noi sisteme pentru producerea gazelor reducătoare.* Centrul de cercetări tehnologice, Nippon Kokan, Japonia, Japan Iron Steel Month., 1973.

[4] Franke, F. H. şi Gratkowski, H. *Obţinerea gazului reducător prin gazificarea cărbunelui brun.* În : Stahl u. Eisen, aug., 1979.

[5] Stage, H. *Obţinerea gazului de sinteză şi a gazului reducător prin gazificarea cărbunelui.* Simpozion Krupp-Koppers, Bucureşti, 1979.

[6] Gabriell, G., şi David, C. *Gazificarea cărbunelui utilizată la reducerea directă.* Midrex Corp.

[7] Meckel, J. F. *Producerea gazului reducător din gaz de cocserie neepurat.* În : Stahl u. Eisen, febr., 1979.

[8] Clafin, N. H. *Propuneri pentru un furnal ameliorat.* În : Iron and Steel Engineer, nov., 1976.

Ing. P. Albăstroiu, ing. Ruxandra Orosz
Institutul de cercetări metalurgice — Bucureşti
şi
ing. C. Cutuca
Institutul de inginerie tehnologică pentru industria chimică — Bucureşti

---

DOCUMENTARE

Colocviul internaţional privind zgurele metalurgice (Halifax, Canada, 24—28 august 1980)

Colocviul este organizat de secţia de ştiinţe fundamentale a Institutului canadian de mine şi metalurgie şi se va ţine în cadrul celui de-al 19-lea Congres al metalurgiştilor. Sînt prezentate şase sesiuni care se vor ţine în curs de trei zile, în acelaşi timp cu alte reuniuni ale Congresului.

Temele reţinute sînt următoarele :

— Termodinamica şi compoziţia zgurelor.
— Reacţiile metal-zgură, cinetică şi echilibru.
— Proprietăţi de transport, viscozitate şi alte caracteristici.
— Chimia fizică a zgurelor de topire a cuprului, a zgurelor electrice şi a băilor de criolit-alumină.

(În : *Revue de Métallurgie, Franţa, nr. 10, 1979, p. 705)*

Laminor japonez la rece livrat uzinelor greceşti

Compania japoneză Ishikawajima-Harima Heavy Industries Ltd. (IHI) a primit o comandă, a cărei valoare se ridică la circa 7 500 milioane yeni, de la compania greacă Hellenic Steel Co. Hellenic Steel Co. este producătorul numărul unu de oţel laminat la rece al Greciei. Comanda prevede livrarea unui laminor la rece tandem cu patru caje, a echipamentului electric şi a unui sistem hidraulic de reglare a cilindrilor pentru un laminor de dresare, precum şi o instalaţie de tratare a apei pentru un laminor.

Aceste instalaţii vor fi montate la uzinele Thessaloniki ale companiei Hellenic Steel. Compania Hellenic Steel, care are o capacitate de producţie de 340 000 t/an, planifică să-şi extindă instalaţiile de fabricare a oţelului deformat la rece a uzinelor, cuprinzînd liniile de decapare, laminare şi recoacere. Instalaţiile, care urmează să fie livrate în luna martie a anului 1981, vor mări capacitatea de producţie a uzinelor Thessaloniki la circa 1 Mt/an de oţel laminat la rece.

Această comandă foarte recentă pentru laminor primită de compania japoneză IHI de la companiile europene succede ale comenzi, care prevăd livrarea unui laminor pentru folie de aluminiu în Grecia şi a unui laminor pentru laminarea la rece a aluminiului în Ungaria.

(În : *Metallurgia, Anglia, nr. 1, 1980, p. 45)*

Societatea Sidor pune în funcţiune noi laminoare

Firma producătoare Sidor din Venezuela a dat în funcţiune un laminor de bare şi sîrmă care face parte din planul 4 de extindere a societăţii. Laminorul de bare are o capacitate de 750 mii t/an, fiind proiectat să producă bare simple şi deformate cu diametrul de 12,7—39,7 mm, respectiv 12,7—34,9 mm şi bare plate de 20—80 mm. Laminorul, care are o viteză maximă de 18 m/s, a fost construit de societatea Schloemann-Siemag şi Mitsubishi la un cost total de 711,6 mil. Bs. Construcţia a început în martie 1977 şi s-a încheiat în septembrie 1979. Producţia laminorului pe lunile octombrie şi noiembrie a fost de 10 470 t, cu 55 % peste cifra prevăzută.

Laminorul de sîrmă Morgan are o capacitate de 450 mii t/an şi poate produce sîrmă de 5,5—12,7 mm diam. Are o viteză maximă de 75 m/s şi a fost construit între luna martie 1977 şi luna mai 1979, pe baza unor investiţii de 500,6 m Bs. La sfîrşitul lunii noiembrie produsese circa 70 978 t, depăşind prevederile.

Punerea în funcţiune a celor două laminoare va duce la economii substanţiale de valută în următorii ani, în Venezuela. În prezent, cererea locală pentru bare este mult mai mare decît posibilitatea industriei naţionale de a furniza acest material, iar importurile au fost de 228 mii t în anul 1978 şi de circa 170 mii t în anul 1979. Odată cu demararea noului laminor de bare Sidor, toate cererile vor fi satisfăcute din producţie proprie cu un surplus destinat exportului. În perioada 1980—1985 economiile la importuri vor fi, probabil, de 3 000 mil. Bs, iar beneficiile la exporturi, de 1 000 mil. Bs. O mare parte a cererii de sîrmă laminată este satisfăcută prin importuri. În următorii cinci ani producţia totală a noului laminor este prevăzută a fi de 2,0 mil. t, ceea ce va duce la economii la import de 2 400 mil. Bs şi la beneficii la export de 680 mil. Bs.

(În : *Metal Bulletin, Anglia, 1979, nr. 6451, p. 40)*

Preîncălzirea șarjei de cărbune la încărcarea cuptoarelor de cocsificare. Posibilități de aplicare la Uzina cocsochimică C.S. Galați

CZ : 62.745.31 : 662.741.3

Procesele din cuptoarele de cocsificare a cărbunilor sînt foarte complexe și pînă în prezent numai parțial cunoscute. Desfășurarea și dirijarea acestor procese, în vederea controlului capacității și calității producției unei baterii de cocsificare, depind de mulți parametri. Din observațiile făcute pînă în prezent asupra funcționării și exploatării unor asemenea baterii au rezultat următoarele categorii principale de factori determinanți ai proceselor din cuptoarele de cocsificare :

— condițiile de exploatare, care se pot reduce la reglarea și menținerea regimului termohidraulic ;

— modul de încărcare ;

— gradul de umiditate al șarjei ;

— perioada de cocsificare ;

— soluția constructivă a bateriilor ;

— amestecul șarjei. Compoziția șarjei este importantă pentru calitatea cocsului metalurgic și a produselor cocsochimice.

În condițiile limitării și epuizării treptate a resurselor de huile cocsificabile, s-a impus utilizarea de amestecuri complexe de cărbune cu caracteristici diferite, care îmbină cerințele de calitate cu posibilitățile de aprovizionare. Un bun amestec cocsificabil se apreciază prin următoarele caracteristici principale :

— capacitatea de cocsificare, pentru obținerea unui cocs metalurgic de calitate, este determinată în general de cărbuni cu conținut redus de materii volatile (20—25%), la conținuturi superioare această caracteristică se degradează, cocsul realizat fiind friabil ;

— conținutul de cenușă, care nu trebuie să depășească 7—10% ;

— gradul de umiditate care pentru bateriile cu încărcare prin ștampare trebuie să fie de circa 9%, iar pentru bateriile cu încărcare în vrac nu trebuie să depășească 12%.

În ultimul timp această cifră a scăzut foarte mult ajungînd la 2—3%, folosindu-se șarje preîncălzite.

În afară de caracteristicile menționate mai sus, în practică se utilizează diferite metode care permit orientarea asupra capacității de cocsificare a cărbunilor.

Dintre acestea se menționează : plastometria, dilatometria, aglutinarea etc.

Avantajele acestor amestecuri de cărbune este că la stabilirea rețetelor se folosesc și cărbuni slab cocsificabili sau necocsificabili. În aceste condiții specialiștii din țările cu industrie cocsochimică dezvoltată sînt preocupați de uscarea și preîncălzirea șarjei, care prezintă următoarele avantaje :

— creșterea productivității bateriilor de cocsificare prin mărirea greutății volumetrice a încărcăturii și prin micșorarea perioadei de cocsificare. Această creștere se apreciază pînă la 30—40%, în raport cu condițiile procesului de încărcare umedă. Creșterea capacității de producție variază funcție de temperatura de preîncălzire a șarjei (fără a schimba regimul termic al cuptoarelor). Astfel creșterea maximă a greutății specifice a amestecului de cărbuni încălziți pînă la 200°C este de 25% ;

— lărgirea bazei de materii prime, prin introducerea în șarja preîncălzită a cărbunilor slab cocsificabili sau necocsificabili ;

— reducerea șocului termic al zidăriei refractare, la încărcarea cuptoarelor. În figura 1 este redată variația temperaturii pereților camerelor de cocsificare, din momentul încărcării pînă la descărcare. Amplitudinea oscilației temperaturilor se situează în limitele 30—40°C, iar perioada de oscilație este egală cu semiperioada de cocsificare. La jumătatea perioadei de cocsificare intervine o aplatizare a curbei de temperatură, corespunzător momentului încărcării camerei vecine. Șocul termic este cu atît mai mare cu cît încărcarea a două cuptoare adiacente aceluiași perete de încălzire este mai apropiată ;

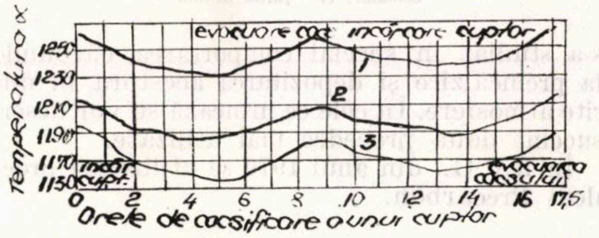


Fig. 1. Variația temperaturii peretelui în timpul procesului de cocsificare :

1 — jos; *2* — mijloc; *3* — sus

— îmbunătățirea utilizării volumului util al camerei de cocsificare, datorită autonivelării cărbunilor preîncălziți la încărcarea în camerele de cocsificare ;

— valoarea investițiilor mai reduse în raport cu o instalație de aceeași capacitate de producție, funcționînd fără preîncălzirea șarjei.

Stadiul cercetărilor pe plan mondial asupra preîncălzirii şarjei de cărbune

Cercetări privitoare la preîncălzirea şarjei de cocsificare s-au efectuat iniţial în Franţa şi R.F.G.

Încercările efectuate în Franţa (1957 şi 1963) nu au urmărit creşterea productivităţii, ci mărirea procentului de huile flambante în şarje;

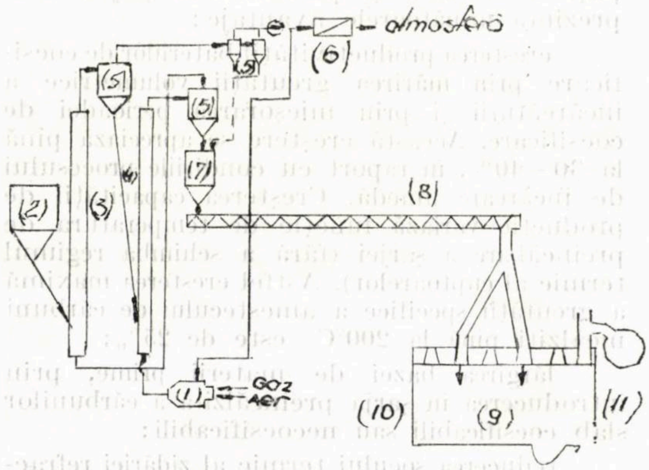


Fig. 2. Schema tehnologică a procedeului Precarbon :
1 — cameră de ardere; *2* — buncăr de alimentare; *3* — treaptă de uscare; *4* — treaptă de preîncălzire; *5* — ciclon; *6* — desprăfuire umedă; *7* — bruncăr intermediar; *8* — transportor melc; *9* — cuptor de cocsificare; *10* — partea cocsului; *11* — partea maşinii

s-a studiat în special comportarea cărbunilor la preîncălzire şi depozitarea acestora în diferite atmosfere. În cele ce urmează se vor descrie succint două procedee mai utilizate.

În R.F.G., din anul 1970 se utilizează procedeul Precarbon.

S-a construit o instalaţie de preîncălzire a cărbunelui care, pentru transportul cărbunelui preîncălzit, foloseşte un transportor cu melc, în loc de vagon de încărcare, iar pentru preîncălzire, un uscător în două trepte tip Büttner (fig. 2).

Cărbunele umed este extras din depozit cu ajutorul unui transportor cu melc şi introdus în buncărul tampon al instalaţiei de preîncălzire; cărbunele este uscat în prima treaptă cu gaze arse la 300°C, de aici cărbunele este trimis printr-o conductă în a doua treaptă de preîncălzire, de unde este transportat în buncărul intermediar cu ajutorul gazelor arse la 600°C. Separarea cărbunelui se face într-un ciclon de unde cade în buncărul intermediar, a cărui capacitate este egală cu capacitatea cuptorului. Gazele arse din treapta a doua trec în prima treaptă, pentru a realiza uscarea, apoi gazele sînt epurate într-un sistem de două cicloane, de unde praful este transportat cu un transportor melc în buncărul intermediar. Epurarea finală se face prin spălare. De la buncărul colector cărbunele este transportat cu un transportor melc la cuptoarele de cocsificare. Încărcarea se face prin conductă pantalon, fără să se facă decuplarea colectorului. Determinarea greutăţii volumetrice a cărbunelui introdus în cuptor se face cu ajutorul transportorului cu melc.

În S.U.A. din 1970 funcţionează o instalaţie cu capacitatea de 40 t/h, procedeul se numeşte Coaltek şi este o combinaţie a procedeelor Cerchar şi Allied Chemical.

Schema instalaţiei este prezentată în figura 3.

Cărbunele umed din buncăr este preluat cu ajutorul unor extractoare melc şi trecut pe

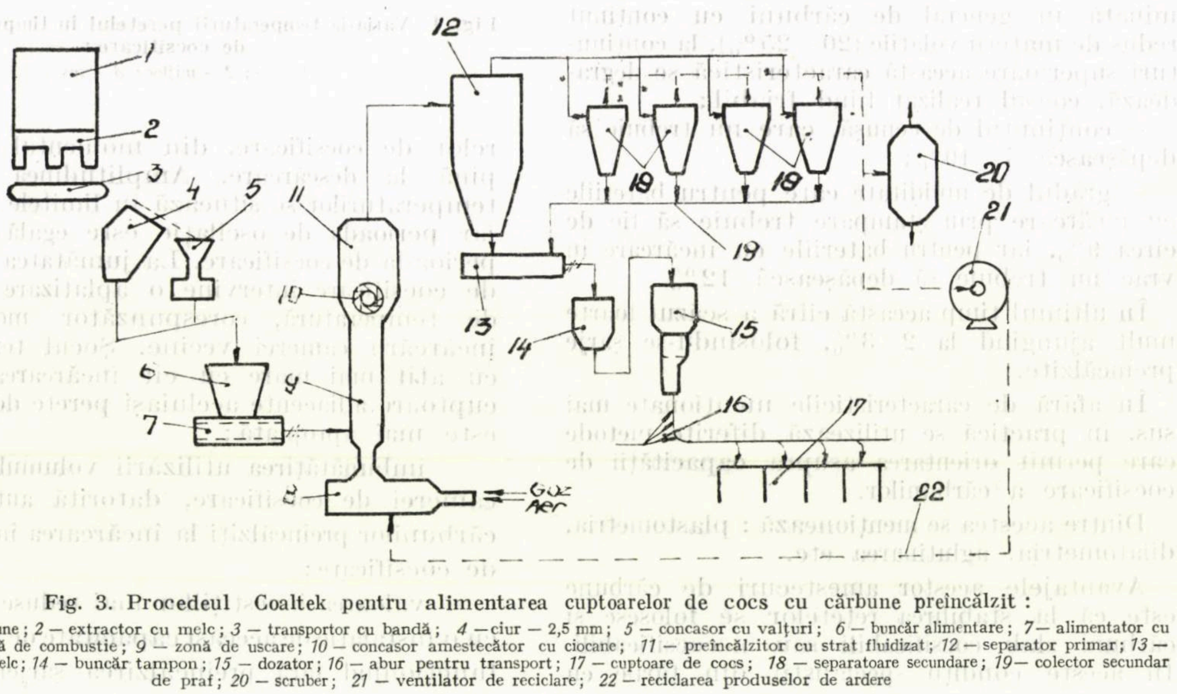


Fig. 3. Procedeul Coaltek pentru alimentarea cuptoarelor de cocs cu cărbune preîncălzit :
1 — buncăr cărbune; *2* — extractor cu melc; *3* — transportor cu bandă; *4* — ciur — 2,5 mm; *5* — concasor cu valţuri; *6* — buncăr alimentare; *7* — alimentator cu melc; *8* — cameră de combustie; *9* — zonă de uscare; *10* — concasor amestecător cu ciocane; *11* — preîncălzitor cu strat fluidizat; *12* — separator primar; *13* — alimentator cu melc; *14* — buncăr tampon; *15* — dozator; *16* — abur pentru transport; *17* — cuptoare de cocs; *18* — separatoare secundare; *19* — colector secundar de praf; *20* — scruber; *21* — ventilator de reciclare; *22* — reciclarea produselor de ardere

un transportor cu bandă echipat cu un separator magnetic și apoi sortat pe un ciur de 2,5 mm. Refuzul de pe sită este sfărîmat într-un concasor cu valțuri, de unde trece în buncărul tampon de alimentare și cu ajutorul alimentatorului cu melc este introdus în preîncălzitor, în zona denumită „de uscare instantanee", în contact cu gazele calde, fără oxigen, uscat parțial și apoi antrenat în camera de fluidizare.

Un concasor cu ciocane realizează atît dispersarea particulelor de cărbune, cît și măcinarea la dimensiunea de 3–3,2 mm.

Cărbunele preîncălzit la 250°C iese pe la partea superioară a preîncălzitorului și este recuperat în cicloane clasice, de unde este expediat în buncărul de cărbune cald, cu capacitatea de 35 t (corespunzător încărcării a două cuptoare). De aici este trecut într-o instalație de dozare gravimetrică, după care este gata pentru încărcare.

Cărbunele astfel încălzit și dozat este expediat prin conductă în cuptoare. Transportul cărbunelui prin conductă se face cu ajutorul injectoarelor cu abur, care sînt dispuse în lungul conductei, pe partea inferioară. Gazele ieșite din separatorul secundar sînt parțial recirculate, repuse în circuit de un ventilator și trimise spre camera de combustie unde sînt utilizate pentru a regla regimul de preîncălzire. O serie de dispozitive reglează automat debitul de gaz recirculat pentru a menține un regim optim. Gazul în exces este tratat într-un desprăfuitor umed (scruber) și expediat în atmosferă, după ce a fost epurat.

Posibilități de aplicare a preîncălzirii șarjei de cărbune la cocseria de la Galați

La cocseria de la Galați funcționează un bloc de cocsificare, care este format din două baterii tip PVR. Bateriile sînt cu încărcare în vrac, încălzirea făcîndu-se pe la partea inferioară și sînt concepute pentru încărcare cu cărbune umed. Bateriile sînt prevăzute să funcționeze cu o perioadă de cocsificare de 15 h, cu un număr maxim de cicluri de cocsificare al mașinilor de 125/24 h, greutatea în vrac a încărcăturii de 726 kg/m^3 și încărcătura uscată a bateriei este de 2 320 t/24 h.

În condițiile aplicării la acest tip de baterii a încărcării șarjei preîncălzite ar urma să se amplifice cantitatea de cărbune ce urmează să fie încărcată, cu circa 20%. Mărirea cu 20% este considerată ca posibilă. Un calcul detaliat și cu cifre certe nu se poate face, lipsind deocamdată datele de cercetare privind calitățile și cantitățile de cărbune slab cocsificabil care urmează să se folosească. Dacă încărcătura bateriei crește cu 20%, se vor modifica următoarele date:

— greutatea în vrac a încărcăturii va crește la circa 870 kg/m^3;

— încărcătura bateriei va crește la circa 2 800 t/24 h.

În aceste condiții instalația de preîncălzire pentru o baterie ar trebui să asigure circa 125 t/h cărbune preîncălzit. Adaptarea instalației de preîncălzire a șarjei la blocul de baterii se poate face în două variante:

Varianta I, cu renunțarea la vagonul de încărcare, care constă în următoarele: turnul de cărbune să rămînă cu aceeași destinație prevăzută în proiect, iar în dreptul gurilor de descărcare, din silozurile turnului, să se prevadă benzi extractoare, care deversează cărbunele pe două benzi transportoare ce alimentează stația de preîncălzire. Din stația de preîncălzire, cărbunele este transportat pneumatic spre baterii, unde se distribuie la fiecare cuptor (aplicîndu-se procedeul Coaltek).

Avantajele acestei variante sînt:

— circuitul de alimentare cu cărbuni poate rămîne neschimbat;

— nu se aduc modificări importante turnului de cărbune;

— transportul parcurs de cărbunele preîncălzit este mai redus, deci nu sînt necesare instalații importante și cantități mari de gaze inerte pentru protejarea cărbunelui de oxidare.

Dezavantajele acestei variante:

— este necesară o instalație complexă de acționare și aparate de măsură și control necesare automatizării funcționării sistemului și controlului gravimetric al șarjelor;

— din punct de vedere al investițiilor instalația va fi mai scumpă.

Varianta a II-a, fără renunțarea la vagonul de încărcare. Alimentarea instalației de preîncălzire să se facă cu ajutorul transportorului cu bandă care pleacă din actuala stație de transbordare și alimentează în prezent turnul de cărbune. Transportarea cărbunelui preîncălzit în turnul de cărbune se face pneumatic (cu abur) și depozitarea cărbunelui în turn se face sub atmosferă de gaze inerte. Alimentarea cuptoarelor de cocsificare cu cărbune preîncălzit se face din turnul de cărbune cu ajutorul vagonului de încărcare.

Avantajele acestui procedeu sînt:

— investiții mai mici;

— începerea încărcării cuptoarelor de cocsificare cu șarje preîncălzite se poate face fără întreruperea producției de cocs;

— la planul general și la rețelele subterane sau aeriene nu se fac modificări importante.

Dezavantajele acestei variante:

— apariția unor dificultăți privind modificările care sînt necesare silozurilor turnului de cărbune, care își schimbă destinația. Silozurile trebuie izolate de mediul exterior și menținute în mediul inert pentru a evita oxidarea cărbunilor preîncălziți;

— modificarea actualei stații de transbordare pentru a se putea alimenta instalația de preîncălzire.

BIBLIOGRAFIE

[1] Middendorf, H.W. *Wirtschaftlichkeit neuzeitlicher Kokereitechnik.* În : V.D.I. Zeitschrift R.F.G., nr. 5, 1973, p. 389—393.

[2] Price, J. G. *Coke oven pushing schedules.* În : Blast Furnace and Steel Plant, S.U.A. nr. 2, 1970, p. 104—106.

[3] Rhode, W. *Precarbon — ein neues Verfahren für den Einsatz vorerhitzter Kokskohle.* În : Glückauf, R.F.G., nr. 6, 1973, p. 348—353.

[4] Beck, G. K. şi Weskamp, W. *Accroissement de la productivité des batteries de fours à coke — Techniques et évolution dans le domaine de la Cokéfaction.* În : C.I.D., Luxemburg, apr., 1970, p. 119—138.

[5] Eisenhut, W. şi Beck, G. K. *Evolution de la technique de cokéfaction dans le four à coke classique.* Colocviu asupra evoluţiei pieţelor europene şi mondiale de cărbuni cocsificabili şi cocs. Sesiunea C, Italia, Roma, 26—30 martie, 1973, p. 1—8.

[6] Falque, J. *Le procédé Coaltek-technique franco-americaine pour l'alimentation des fours à coke en charbon préchauffe.* În : La technique modérne, iunie, 1972.

[7] Erchin, L. I. *Analiz professa formirovaniia kuskovogo koksa.* În : Koks i himiia, U.R.S.S., nr. 9, 1970, p. 13—22.

[8] * * * Expunere la seminarul ţărilor membre CAER şi Iugoslavia, cu tema : *Progresul tehnic în industria siderurgică a ţărilor membre CAER şi R.S.F. Iugoslavia.* Gliwice, 1972.

Ing. M. Roşoagă
I.C.P.P.A.M.—Galaţi

◆

DOCUMENTARE

Ţevi din oţel expandate

La Universitatea metalurgică din Dnepropetrovsk — U.R.S.S. s-a dezvoltat un nou procedeu pentru expandarea ţevilor din oţel cu diametru mare. Prin noul procedeu se înlătură toate dezavantajele procedeelor utilizate în prezent (turnare centrifugă cu dilatare ulterioară, cu ajutorul presiunii apei sau al energiei prin explozie). În interiorul eboşei închise ermetic şi încălzite se introduce apă, care se transformă în abur. Prin vaporizare, volumul apei se măreşte de 1000 ×, iar pereţii semifabricatului se presează de pereţii interiori ai matriţei. Deoarece eboşa se încălzeşte pînă la stadiul de deformare plastică, nu este necesară o presiune mai mare de 150—200 bar. Apa care se transformă în abur fierbinte nu răceşte brusc eboşa.

Este proiectată construcţia unei instalaţii pentru ţevi cu diametrul pînă la 1 400 mm, la noul laminor de ţevi din Taganrog. Cu ajutorul instalaţiei se vor fabrica ţevi de pînă la 3 000 mm lungime. Un alt proiect prevede fabricarea ţevilor de 1,5 m diametru şi 8 m lungime. Pentru fiecare ţeavă sînt necesari 250 l apă care trebuie pulverizată într-un timp scurt (50 l/s). Apa se preîncălzeşte la 350°C. În contact cu pereţii încălziţi, apa se transformă în abur la cca 700°C. Tehnologii şi cercetătorii caută alte domenii de utilizare a acestui procedeu. Modificînd forma interioară a matriţei se pot obţine semifabricate pentru osii tubulare, cochile profilate pentru turnare şi carcase pentru armături de conducte.

(În : *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 25/26, 1979, p. 1514)*

Noutăţi în industria aluminiului din S.U.A.

— Ajungînd la un acord cu guvernul Insulelor Virgine, societatea Martin Marietta Corp. va continua programul său în valoare de 40 mil. $, avînd ca scop mărirea cu 30% a capacităţii uzinei sale de alumină de la Saint-Croix (capacitate actuală 600 000 t/an).

— Se află în curs punerea în funcţiune a primei instalaţii de laminare prin turnare continuă la uzina din Hot Springs (Arkansas), a societăţii Reynolds, care trebuie să fie definitiv încheiată la sfîrşitul anului 1980. La capacitate completă, instalaţia va putea produce 181 400 t/an eboşe pentru table subţiri de aluminiu.

Instalaţia, construită şi pusă în funcţiune de diviziunea Flexible Packaging a societăţii, primeşte direct aluminiu lichid de la uzinele de electroliză din vecinătate.

— Pentru cei şase producători de aluminiu care depind de Bouneville Power Administration (B.P.A.), situaţia energetică pe coasta de nord-vest a Pacificului a intrat într-o fază critică : Alcoa a fost nevoită să oprească una din cele cinci serii de 21 000 t de la uzina de electroliză din Vancouver ; Wash. Reynolds şi Kaiser prevăd dificultăţi energetice în curînd şi dacă nu vor găsi energie înlocuitoare ar trebui să-şi reducă producţia cu 15%.

Această situaţie ar putea să conducă la restrîngerea producţiei americane de aluminiu de primă fuziune, deoarece peste o treime din capacitatea de electroliză a Statelor Unite este situată pe coasta de nord-vest a Pacificului.

— Societatea Metal Box America Inc., filială a unui important producător britanic de cutii metalice, a decis să-şi mărească producţia de cutii de aluminiu pentru băuturi nealcoolizate şi de a pătrunde şi pe piaţa cutiilor de bere. Prin intermediul filialei sale, Metal Box Standum Inc., societatea a demarat producţia de cutii de aluminiu pentru băuturi în luna mai 1979 şi produce în medie 1 mil. cutii pe zi. Uzina dispune în prezent de două linii de producţie, însă prevede construirea unei a treia linii în următoarele 15 luni şi a încă unei linii mai tîrziu.

(În: *Revue de l'Aluminium, Franţa, nr. 490, dec. 1979, p. 481—482)*

Din activitatea producătorilor europeni de aluminiu

- Elkem Spigerverket (Norvegia) intenţionează ca în cursul anilor 80 să-şi mărească producţia de la 170 000 la 225 000 t/an. Costul investiţiei este evaluat la 1,5—2 mld. coroane norvegiene (1 275—1 700 mil. FF). Proiectul este în curs de studiu la nivel guvernamental.
- Energoinvest, producător de aluminiu din Sarajevo, a comandat societăţii americane Farrel o presă de extrudare de 2 500 t, pentru echiparea uzinei de produse de aluminiu extrudate, a cărei montare va începe la jumătatea anului 1980 şi care, la capacitate completă, va produce 5 000 t/an profile din aluminiu (tîmplărie metalică, elemente arhitecturale etc).

(În : *Revue de l'Aluminium, Franţa, nr. 490, dec. 1979, p. 481*)

Australia — un mare producător de aluminiu în viitorul apropiat

În curînd, Australia va intra în rîndul marilor producători de aluminiu pe plan mondial. În cursul ultimelor şase luni, producătorii americani, japonezi, europeni şi australieni, de aluminiu au anunţat intenţia lor de a investi circa 3 mld. $ pentru 5 sau 6 noi uzine de electroliză şi 2 extinderi. Aceste proiecte vor mări capacitatea de electroliză a Australiei de la 280 000 t/an, în prezent, la 1,2 Mt/an în 1985.

Această orientare se explică prin trei factori determinanţi : această ţară posedă cca 30% din rezervele mondiale de bauxită, are o stabilitate politică şi dispune de cantităţi mari de energie, la un cost rezonabil, în apropiere de ţărm.

(În : *Revue de l'Aluminium, Franţa, nr. 490, dec. 1979, p.482*)

◆

Neue Hütte, R.D.G., nr. 2, 1980

Studierea concepţiei instalaţiilor pentru creşterea productivităţii laminoarelor de profile fine, p. 41 — *Distribuţia temperaturii la laminarea la cald a benzilor*, p. 45 — *Calcularea momentului de deformaţie la laminarea la rece cu ajutorul coeficientului de tensiune* t_m/*kWm*, p. 47 — *Laminarea semifabricatelor înguste*, p. 52 — *Cercetări pentru îmbunătăţirea capacităţii de deformare la rece a oţelurilor aliate cu crom, refractare şi rezistente la ţunder*, p. 55 — *Influenţa condiţiilor de deformare asupra fluxului de materiale la întinderea şi refularea oţelului pătrat cu ajutorul unui ciocan pneumatic*, p. 58 — *Rezultatul încercării de cementare a oţelului de benzi*, p. 63 — *Controlul magnetic al proprietăţilor mecanice ale tablelor subţiri din oţel* p. 67.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 2, 1980

Reducerea zgomotului în oţelăriile electrice şi indicaţii pentru proiectare, p. 53 — *Reducerea zgomotului la laminoare şi forje — principii de bază şi exemple*, p. 58 — *Reducerea zgomotului la prelucrarea tablei*, p. 64 — *Măsuri de mărire a securităţii muncii cu ajutorul analizei accidentelor*, p. 69.

Hutnik, Polonia, nr. 1, 1980

Influenţa calităţii zgurei şi a feromanganului asupra conţinutului de MnO în zgură la producţia de feromangan de furnal, p. 1 — *Metoda aluminotermică de obţinere a aliajelor complexe de tipul Fe Ti AIB*, p. 4 — *Conţinutul şi morfologia incluziunilor nemetalice în lingourile mari de forjare*, p. 8 — *Tablele de oţel acoperite şi tablele zincate pe o singură parte — un nou material pentru industria automobilului*, p. 13 — *Analizarea consecinţelor modificării formei interioare a matriţelor presei de perforare*, p. 17 — *Determinarea caracteristicilor de elasticitate ale îmbinărilor articulate*, p. 22 — *Influenţa timpului asupra cantităţii de zgură formată la încălzirea sleburilor*, p. 27 — *Oţeluri sudabile fără încălzire prealabilă de mare rezistenţă, rezistente la fisurare — destinate platformelor de foraj şi extracţie*, p. 21 — *Tehnologia de elaborare a fontei şi oţelului în perioada 1975—2005*, p. 36 — *Revenirea şi recristalizarea*, p. 1/A.

Wiadomosci Hutnicze, Polonia, nr. 1, 1980

Uscarea zgurei de furnal granulate, p. 1 — *Utilizarea dispozitivelor de închidere cu sertar în siderurgia poloneză şi străină*, p. 5 — *Controlul şi reglarea compoziţiei chimice a oţelului în procesul de retopire electrică sub zgură*, p. 8 — *Caracteristicile mecanice şi puritatea metalurgică a oţelului 25H3M după retopirea electrică sub zgură*, p. 13 — *Influenţa încălzirii şi a condiţiilor de deformare asupra calităţii semifabricatelor din oţel de automate cu sulf*, p. 16 — *Comerţul internaţional cu oţel după al II-lea război mondial*, p. 20 — *Încărcarea şi protecţia produselor metalurgice de formă cilindrică în transportul internaţional de cale ferată*, p. 24 — *Brevete poloneze din domeniul siderurgiei*, p. 29.

Iz. V.U.Z. Ciornaia metallurghiia, U.R.S.S., nr. 1, 1980

Determinarea viscozităţii lichidului după viteza de formare a meniscului în timpul rotaţiei, p. 5 — *Studierea formării şi antrenării picăturilor de metal, în cazul descompunerii bulelor de gaz*, p. 9 — *Calculul încărcăturii de punere în funcţiune a furnalului cu utilizarea echivalenţilor termici ai materialelor încărcăturii*, p. 12 — *Calculul temperaturii gazelor de furnal în stratul încărcăturii de aglomerare*, p. 15 — *Studierea caracteristicilor termofizice ale minereurilor de siderită şi ale produselor lor de ardere*, p. 21 — *Studierea regimurilor limită de funcţionare a termosifoanelor cu inserţii*, p. 25 — *Cinetica oxidării picăturilor topiturilor de fier-carbon şi fier-carbon-mangan la o presiune redusă*, p. 28 — *Evaluarea suboptimă a stărilor variabile ale şarjei în cursul elaborării în convertizorul cu oxigen*, p. 34 — *Studierea interacţiunii aluminiului cu oxidul de carbon gazos*, p. 40 — *Neomogenitatea chimică a lingourilor mari din oţel semicalmat*, p. 43 — *Problema mecanismului formării neomogenităţii în afara axului în lingourile din oţel calmat*, p. 46 — *Stabilizarea condiţiilor de formare a semifabricatului turnat continuu în cristalizor*, p. 49 — *Studierea dizolvării ferocromului în oţelul lichid*, p. 54 — *Studierea transferului de masă în sistemul metal-căptuşeala cuptorului electric de inducţie cu vid*, p. 57 — *Condiţiile transferului de masă pe suprafaţa de contact în procesele deformării plastice ale metalelor*, p. 59 — *Modelul matematic al frecării prin contact, în cazul trefilării prin matriţe cu role*, p. 63 — *Vitezele de curgere a metalului în condiţii neuniforme de deformare pe lăţimea benzii*, p. 68 — *Influenţa devierii verticale a benzii asupra unor parametri de laminare*, p. 73 — *Studierea modificării temperaturii benzii în grupul finisor cu răcire forţată între caje*, p. 76— *Calculul regimurilor de îndreptare a profilelor cu destinaţie specială*, p. 79 — *Starea de tensiune a cilindrului compus al laminorului 3600*, p. 85 — *Influenţa compoziţiei oţelului asupra contracţiei cămăşilor de tip bandaj ale cilindrilor de laminare, în cazul călirii electrice superficiale şi al revenirii*, p. 88 — *Metodica de proiectare a pieselor termoelastice cu conteinere, I.* p. 91 — *Fundamentarea teoretică a apariţiei transformărilor structurale în fierul lichid şi în topiturile Fe-C*, p. 95 — *Compoziţia de fază a topiturilor Fe-Cr-Co cu adaosuri de aluminiu şi niobiu*, p. 100 — *Influenţa cuprului asupra structurii şi propreităţilor oţelurilor martensitice cu conţinut scăzut de carbon*, p. 104 — *Studierea tratamentului termic al aliajelor cu mare coercitivitate de tipul H25K15*, p. 109 — *Influenţa vanadiului, cromului şi manganului asupra oxidării oţelului la cementare*, p. 113 — *Transformări fizice în oţelul H18N10T, în cazul uzurii gazo-abrazive*, p. 116 — *Calculul solidificării pieselor turnate în forme-coajă*, p. 121 — *Starea de tensiune şi rezistenţe pieselor turnate*, p. 126 — *Studierea aerodinamicii jetului arzătoarelor de vatră*, p. 131 — *Determinarea consumului de gaz pentru dispozitivul de tipul ,,pernă de gaz''*, p. 134 — *Eficienţa funcţionării termice a umpluturii stratiforme din particule cu nucleu fuzibil*, p. 137 — *Studierea fluxurilor termice limită ale termosifoanelor înclinate cu inserţii*, p. 141 — *Algoritmul de control al încălzirii metalului în cuptoarele adînci*, p. 146 — *Dirijarea calităţii lingourilor vidate*, 151.

Revue de Métallurgie, Franţa, nr. 11, 1979

Comportarea la oboseală a îmbinărilor sudate în cruce din oţeluri cu limită înaltă de elasticitate de tip E—355 şi E—460 cu dispersoizi, p. 709 — *Îmbunătăţirea prin retopire TIG a proprietăţilor de rezistenţă la oboseală a îmbinărilor sudate*, p. 727 — *Utilizarea tablelor din oţel cu limita ridicată de elasticitate la construcţiile sudate solicitate la oboseală*, p. 735 — *Mărirea securităţii autovehiculelor fără mărirea greutăţii lor, prin utilizarea unui oţel cu limită înaltă de elasticitate*, p. 747 — *Oţeluri cu limită înaltă de elasticitate decarburate şi tratate sub vid, avînd o capacitate de deformare şi o rezistenţă la oboseală ameliorate. Utilizări la discurile de roţi*, p. 753.

La metallurgia italiana, Italia, nr. 10, oct., 1979

Dezvoltarea automatizării producţiei şi a procesului Italsider, p. 417 — *Preoxidarea şi amorsarea coroziunii foarte grave la unele superaliaje de nichel*, p. 425 — *Fontele cu grafit nodular călite izoterm*, p. 431 — *Suprafeţe selective pentru colectori solari*, p. 438.

L'Acciaio Inossidabile, Italia, nr. 4, oct. nov. dec., 1979

Mecanica ruperii post-oboseală, p. 3 — *Aspecte generale ale sudării oţelurilor inoxidabile*, p. 16 —*Formarea crăpăturilor în rezervoarele din oţel inoxidabil legată de elementele de rigidizare sudate din oţel nealiat*, p. 22 — *Transformarea feritei delta într-un oţel de tip 316 sudat*, p. 30.

Bollettino Tecnico Finsider, Italia, nr. 383, nov. dec., 1979

Oţelul ASTM A 217 de grad CA—15 modificat (Terni FM 1M) utilizat la *fabricarea pieselor turnate de calitate. Aspecte metalurgice și probleme de fabricație*, p. 267 — *Doi ani de fabricare a peletelor la instalația Italbrasco*, p. 274 — *Încercări pentru evaluarea fisurării la rece a sudurilor de la conductele de gaze. Situația actuală la CSM și tendințe de viitor*, p. 282 — *Determinarea cantitativă a diferitelor forme ale aluminiului în oțeluri, cu ajutorul analizei prin fluorescență cu raze X*, p. 288.

Ironmaking and Steelmaking, Anglia, nr. 1, 1980

Relația dintre gradul de reducere al unui minereu de fier și variabilele de funcționare, p. 2 — *Distribuția șarjei în furnalul nr. 1 din uzina Italsider din Taranto, care utilizează o gură de încărcare fără clopot*, p. 13 — *Cinetica reducerii oxidului de fier din zgură cu ajutorul carbonului conținut în fier: 1) Influența concentrației oxidului*, p. 25 — *Cinetica reducerii oxidului de fier din zgură cu ajutorul carbonului conținut în fier: 2) Influența carbonului din fier și a silicei din zgură*, p. 33 — *Recuperarea fierului vechi din surse de calitate inferioară*, p. 37.

Steel Times, Anglia, nr. 9, 1979

Număr dedicat diviziei Teesside a companiei British Steel Corporation:

Elaborarea oțelului la divizia Teesside — în trecut, în prezent și în viitor; Organizarea companiei British Steel Corporation; Serviciile tehnice și clientul; Controlul procesului; Serviciul calculatorului; Sistemele de întreținere engineering de la complexul Redcar; Sistemele de transport utilizate la divizia Teesside pentru materiile prime pînă la produsele finite; Distribuirea și utilizarea energiei; Sursele și distribuirea primară a energiei electrice; Controlul mediului înconjurător; Mîna de lucru de la divizia Teesside; Cercetarea și dezvoltarea; Prezentarea uzinelor; Progresele etapei a II-a de la complexul Redcar — Rolul conducerii companiei British Steel Corporation în planificarea proiectului și engineering; Instalația de preparare a minereului de la complexul Redcar; Instalația de preparare a materialelor; Fabricarea cocsului la cocseria de la Redcar; Prima instalație de peletizare din Anglia; Tratamentul gazului de cocserie și instalația pentru produse secundare; Cel mai mare furnal din Europa; Sistemele de calculator utilizate la elaborarea fontei; Stație de generare și de insuflare la Redcar; Schema de extindere a convertizorului cu insuflare de oxigen la Lackenby; Asigurarea calității și controlul instalațiilor; Firma WS Atkins și planul Redcar, p. 26—217.

Steel Times, Anglia, nr. 10, 1979

Industria oțelului în Japonia, p. 729 — *Perspective la uzinele Port Talbot*, p. 730 — *Laminor pentru profile ușoare cu un sistem de control bazat pe minicalculator*, p. 733—*Cantitatea totală de fontă lichidă de la melanjor înregistrată de sistemele de macara de cîntărire electronică*, p. 738 — *Temperaturile și toleranțele benzii de oțel laminate de la compania British Steel*, p. 746 — *Controlul furnalului cu un sistem de afișare centralizată. Mod III*, p. 748 — *Un sistem scanning cu raze infraroșii pentru elaborarea datelor cu privire la încărcătura furnalului*, p. 749 — *Controlul producției în oțelării*, p. 750 — *Mașină de ridicare într-o uzină modernă*, p. 754 — *Rulmenți cu role pentru transmiterea puterii la uzinele moderne*, p. 758.

Steel Times, Anglia, nr. 11, 1979

Punerea în funcțiune a unui furnal cu o capacitate zilnică de 10 000 t, la uzinele Redcar, p. 801 — *Utilizarea eficientă a oțelului, una din preocupările de bază ale societății Constrado*, p. 805 — *Protecția muncii și mediul înconjurător. Controlul poluării, tratamentul apei*, p. 809: *Avantajele construirii uzinelor*, p. 809 — *Evaluarea și controlul anumitor probleme referitoare la zgomotul din mediul înconjurător, determinate de fabricarea oțelului*, p. 819 — *Controlul zgomotului la punctul terminal pentru minereul de fier Hunterston*, p. 822 — *Sistemele de control ale mediului înconjurător Serck Visco pentru proiectul Tempest, la uzinele Templetown ale grupului Refractories*, p. 826 — *Măsurile emisiilor de NO în industria oțelului, utilizînd fotometrul industrial RADAS — Punerea în funcțiune a unui serviciu de întreținere pentru industria oțelului din Anglia*, p. 830 — *Transportul în industria oțelului*, p. 837: — *Extragerea prafului și transportul în industria oțelului*, p. 839 — *Sisteme de manipulare din metal Cleco*, p. 841 — *Manipularea mecanică în uzine*, p. 844 — *Sisteme de manipulare pneumatică utilizate la nisipul de turnătorie*, p. 849 — *Decelerația liniară în industria oțelului*, p. 852 — *Noul aparat de sudare de la societatea British Federal*, p. 860.

Iron and Steel Engineer, S.U.A., nr. 10, 1979

Acindar — Cel mai mare fabricant particular de oțel din Argetina, p. 25 — *Controlul zgomotului în secția de convertizoare cu insuflare de oxigen a uzinelor Cleveland ale companiei Republic*, p. 40 — *Proiectarea fălcilor cleștelui de la macaraua noului cuptor adînc cu con rotativ*, p. 48 — *Concluziile practice și teoretice cu privire la nivelarea benzii și influența proprietăților materialului la utilizarea sistemului Levelflex*, p. 52 — *Controlul fluxului apei de răcire la turnarea continuă* p. 57 — *Rezumat și concluzii — Analiza industriei cocsului metalurgic în S.U.A.*, p. 60 — *Extinderea procedeului VAD pe plan mondial*, p. 65 — *Societatea Morgan Construction introduce un laminor pentru sîrmă cu o viteză de bază 20 000 fpm (102 m/s) — Societatea R. W. Emgelbert a ales președintele AISE pe anul 1980*, p. 75.

Metallurgia, Anglia, nr. 1, 1980

Uzura matrițelor din alamă prin eroziunea cu scîntei (EDM), p. 4 — *Mașinile EDM ale societății Massey*, p. 13 — *Mașină compactă de la societatea Matchless*, p. 14 — *Informarea și industria forjării. Dezvoltarea unei baze de date pentru tehnologia forjării*, p. 16 — *Proiectul calculatorului și fabricarea matrițelor de forjare la cald*, p. 24 — *Produse din pulberi de oțel mediu și înalt aliat, obținute prin presare izostatică la cald*, p. 33 — *A 75-a aniversare a societății Wellman*, p. 38 — *Punerea în funcțiune a unei rafinării pentru metalele prețioase*, p. 43.

Giesserei, R.F.G., nr. 26, 1979

Industria de turnătorie a R.F.G. în anul 1979, p. 951 — *Experiențe cu un cuptor de inducție cu creuzet de 1 000 kg/ /450 Hz într-o turnătorie de oțeluri speciale*, p. 956 — *Prevenirea incendiilor la depozitarea deșeurilor de fontă*, p. 961 — *Sinteză bibliografică asupra protecției muncii*, p. 965.

Giesserei, R.F.G., nr. 1, 1980

Cercetări asupra pregătirii muncii în turnătorii — partea a 2-a, p. 1 — *Influența cantităților mici de impurități asupra proprietăților mecanice, structurii și modului de solidificare a aliajelor de turnătorie eutectice și slab eutectice de aluminiu-siliciu*, p.8 — *Sinteză bibliografică anuală asupra turnării metalelor grele*, p. 17.

Giesserei, R.F.G., nr. 2, 1980

Metode de alimentare la turnarea pieselor din fontă cu grafit lamelar și nodular, p. 31 — *O nouă instalație modernă mecanizată de formare cu nisip cu întărire la rece din cadrul turnătoriei finlandeze Högfors*, p. 38.

Giesserei, R.F.G., nr. 3, 1980

Contribuție la interpretarea bilanțurilor energetice ale cubilourilor, p. 55 — *Măsurarea emisiunilor de praf în turnătoriile de fontă*, p. 62 — *Gaze și aburi în turnătorii — măsurare, evaluare și măsuri de protecție*, p. 68.

Revue de l'Aluminium, Franța, nr. 490, dec. 1979

O miză vitală: economiile de energie, p. 473 — *Tehnologiile Aluminium Pechiney, printre cele mai bune din lume*, p. 483 — *Australia, prim producător mondial de bauxită și de alumină, va deveni și un mare producător de aluminiu*, p. 486 — *Conjunctura văzută prin statisticile IPAI (trimestrul III 1979)*, p. 490 — *Schimburi internaționale: comerțul cu aluminiu în perioada 1968—1978 cu țările membre CAER*, p. 494 — *Congresul European Coil Coating Association*, p. 497 — *Controlul structurii eutectice și a caracteristicilor aliajelor de aluminiu-siliciu*, p. 499 — *Thermotest, control apriori al calității pieselor turnate*, p. 513.

CONDIŢII DE PREZENTARE A MANUSCRISELOR PENTRU REVISTA „METALURGIA"

1. *Textul* unui articol să nu depăşească 10 pagini de 2 000 semne la două rînduri.

2. Articolul se *dactilografiază* la două rînduri, pe o singură faţă a filei. Formulele se scriu clar, cu semnele matematice şi literele conform STAS.

3. Articolul va fi însoţit de un *rezumat* pe o filă separată.

4. *Desenele* se execută în tuş pe calc. *Figurile foto* trebuie să fie clare şi cu contrast pronunţat.

5. *Figurile* şi *tabelele* se menţionează în text. Articolul va fi însoţit de un borderou de figuri dactilografiat pe o pagină separată.

6. *Tabelele* se dactilografiază pe pagini separate (în text se va indica locul acestora).

7. *Bibliografia* se prezintă în conformitate cu STAS nr. 6158–60.

Cărţi: numele autorului, iniţiala prenumelui autorului, titlul cărţii (la lucrările străine se va indica titlul în original), oraşul în care a apărut lucrarea, editura, anul apariţiei, pagina la care se trimite sau prima şi ultima pagină a fragmentului.

Periodice: numele autorului, iniţiala prenumelui autorului, titlul articolului (la lucrările străine se va indica titlul în original), titlul periodicului, numărul de ordine al periodicului, anul de apariţie, prima şi ultima pagină a fragmentului citat.

Bibliografia se va dactilografia de asemenea pe o pagină separată de text.

8. Predarea la redacţie a manuscrisului dactilografiat se va face în două exemplare (un original şi o copie).

Desenele pe calc şi fotografiile se dau într-un singur exemplar.

9. Autorul trebuie să garanteze conţinutul ştiinţific al articolului. În timpul fazelor redacţionale şi tipografice nu se admit intervenţii în text.

10. Manuscrisele predate redacţiei nu se mai restituie autorului, chiar dacă nu se publică.

Materialele, prezentate conform indicaţiilor de mai sus, se primesc la redacţia revistei „Metalurgia", la următoarea adresă:

ICEM – Oficiul de informare documentară pentru industria metalurgică
Bucureşti, str. Mendeleev nr. 21–25, sect. 1, cod 70168.
Informaţii şi relaţii se pot obţine la telefonul 59.49.90.

Întreprind
REPUBLICA – Bucu

Întreprinderea
Iași

Întreprinderea de țevi
Roman

Întreprinderea de sîrmă
și produse din sîrmă
Buzău

Industria sîrmei
Cîmpia Turzii

Uzina
CABLUL ROMÂNESC
Ploiești

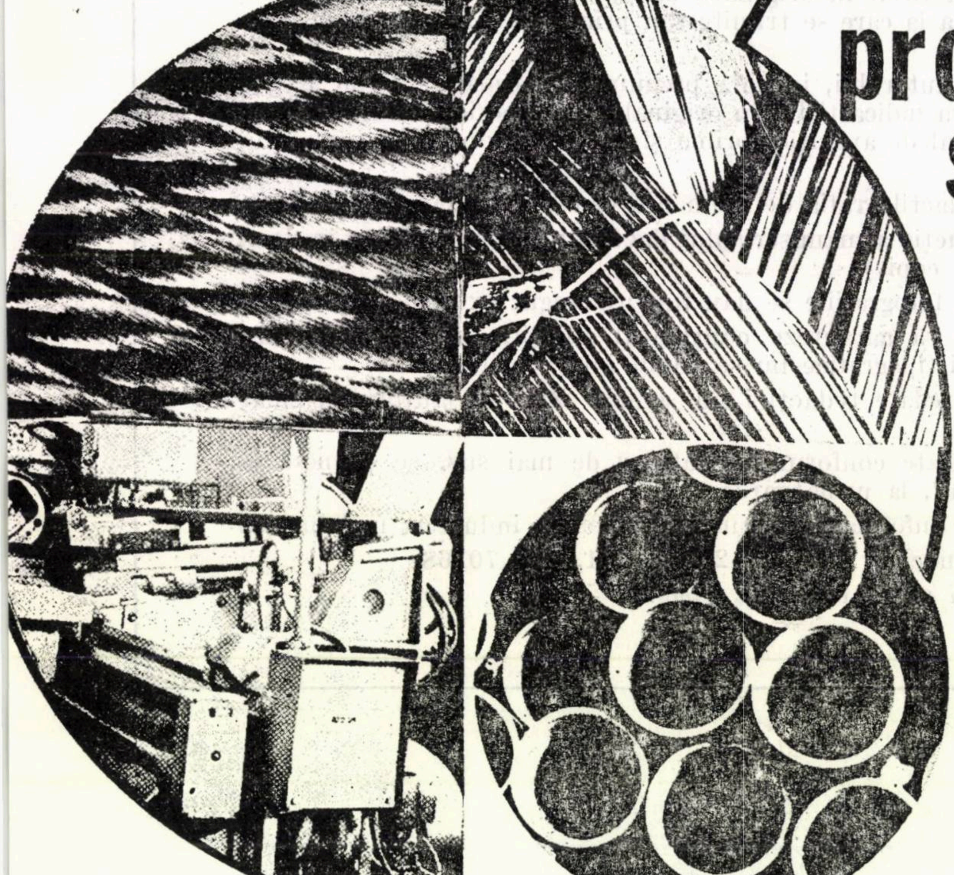
Întreprinderea
LAMINORUL – Brăila

Întreprinderea
metalurgică – Aiud

Întreprinderea
de sîrmă, cuie și lanțuri
Galați

CENTRALA INDUSTRIALĂ DE PRELUCRĂRI METALURGICE BUCUREȘTI

produce și livrează:



- țevi pentru construcții, țevi de instalații, țevi pentru conducte petroliere, burlane de tubaj, țevi de extracție, prăjini de foraj cu racorduri sudate, prăjini grele, țevi pentru cazane, țevi inoxidabile, țevi profilate, profile formate la rece, profile din oțel laminate la cald, sîrmă laminată la cald, bare trase, oțel beton laminat la cald, sîrmă din oțel pentru beton precomprimat, sîrmă trefilată moale, tare și zincată, sîrmă ghimpată, cabluri de tracțiune, cabluri din oțel-aluminiu, electrozi de sudură, cuie de construcții, lanțuri navale, lanțuri industriale, lanțuri comerciale, sîrmă de sudură, flux de sudură, echipament pentru industria siderurgică, construcții metalice, piese mecanice brut turnate sau uzinate, echipament și instalații diverse.

ÎNTREPRINDEREA DE ŢEVI REPUBLICA

BUCUREŞTI ● B-dul Muncii nr. 256 ● Telefon 43 09 50

PRODUCE

Ţevi din oţel fără sudură laminate la cald, laminate la rece sau trase la rece, cu diametrul exterior pînă la 6 5/8 inci inclusiv :

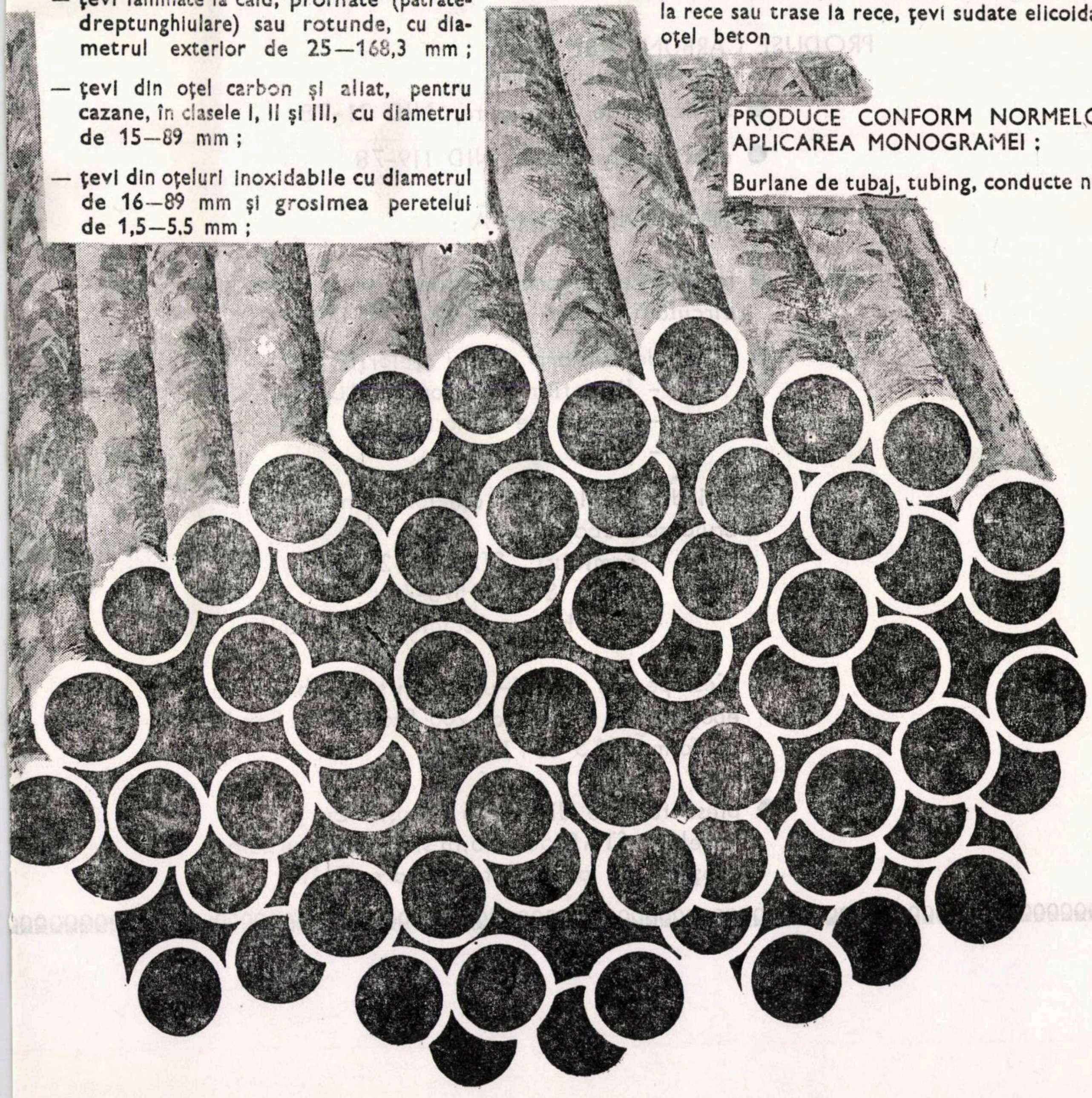
- pentru industria petrolieră : burlane de tubaj, ţevi extracţie-tubing, prăjini de foraj cu racorduri sudate, conducte
- pentru prospecţiuni geologice : burlane de tubaj, prăjini de foraj, prăjini de antrenare, carotiere
- pentru construcţii şi construcţii de maşini :
  - ţevi trase sau laminate la rece, profilate sau rotunde, cu diametrul exterior de 5—80 mm ;
  - ţevi laminate la cald, profilate (pătrate-dreptunghiulare) sau rotunde, cu diametrul exterior de 25—168,3 mm ;
  - ţevi din oţel carbon şi aliat, pentru cazane, în clasele I, II şi III, cu diametrul de 15—89 mm ;
  - ţevi din oţeluri inoxidabile cu diametrul de 16—89 mm şi grosimea peretelui de 1,5—5.5 mm ;
- pentru conducte magistrale de gaze naturale şi ţiţei, conducte de apă, construcţii metalice : ţevi sudate elicoidal, cu diametre de 250—1 600 mm şi lungimi cuprinse între 6 şi 12 m
- pentru construcţii, construcţii metalice sau construcţii de maşini : oţel beton, oţel rotund, sîrmă, cuie

EXPORTĂ

Burlane de tubaj, tubing, conducte petroliere, prăjini de foraj cu racorduri sudate, ţevi pentru construcţii laminate la cald, laminate la rece sau trase la rece, ţevi sudate elicoidal, oţel beton

PRODUCE CONFORM NORMELOR API CU APLICAREA MONOGRAMEI :

Burlane de tubaj, tubing, conducte netede



ÎNTREPRINDEREA "VICTORIA" CĂLAN

Str. Furnalistului nr. 17,
Jud. Hunedoara, cod 2637

PRODUCE ŞI LIVREAZA :

PRODUSE DE FURNAL :

- fontă brută, STAS 882-78
- zgură granulată de furnal, STAS 648-74

PRODUSE CĂRBUNOASE :

- semicocs de fluidizare, NID 31-78
- cocs de fluidizare, NID 119-78

PIESE TURNATE DIN FONTĂ :

- radiatoare cu coloane libere şi secţiune circulară, STAS 7364-78/STAS 1676-78
- utilaj de turnare pentru oţelării:
  - lingotiere din fontă, NID 204-78
  - poduri de turnare, NID 150-78
  - pîlnii de turnare
- cilindri de laminor din fontă în stare brută sau eboşată:
  - semiduri, STAS 9432-74
  - duri, STAS 4596-74
  - oţel hipereutectoid tip Adamit
- piese pentru maşini-unelte, în stare brută sau eboşată, din fontă Fcx 200; Fcx 250 şi Fcx 300 conform STAS 8541-75
- piese turnate din fontă cenuşie cu grafit lamelar, STAS 568-75, în stare brut turnată, eboşată sau prelucrate în stare finită

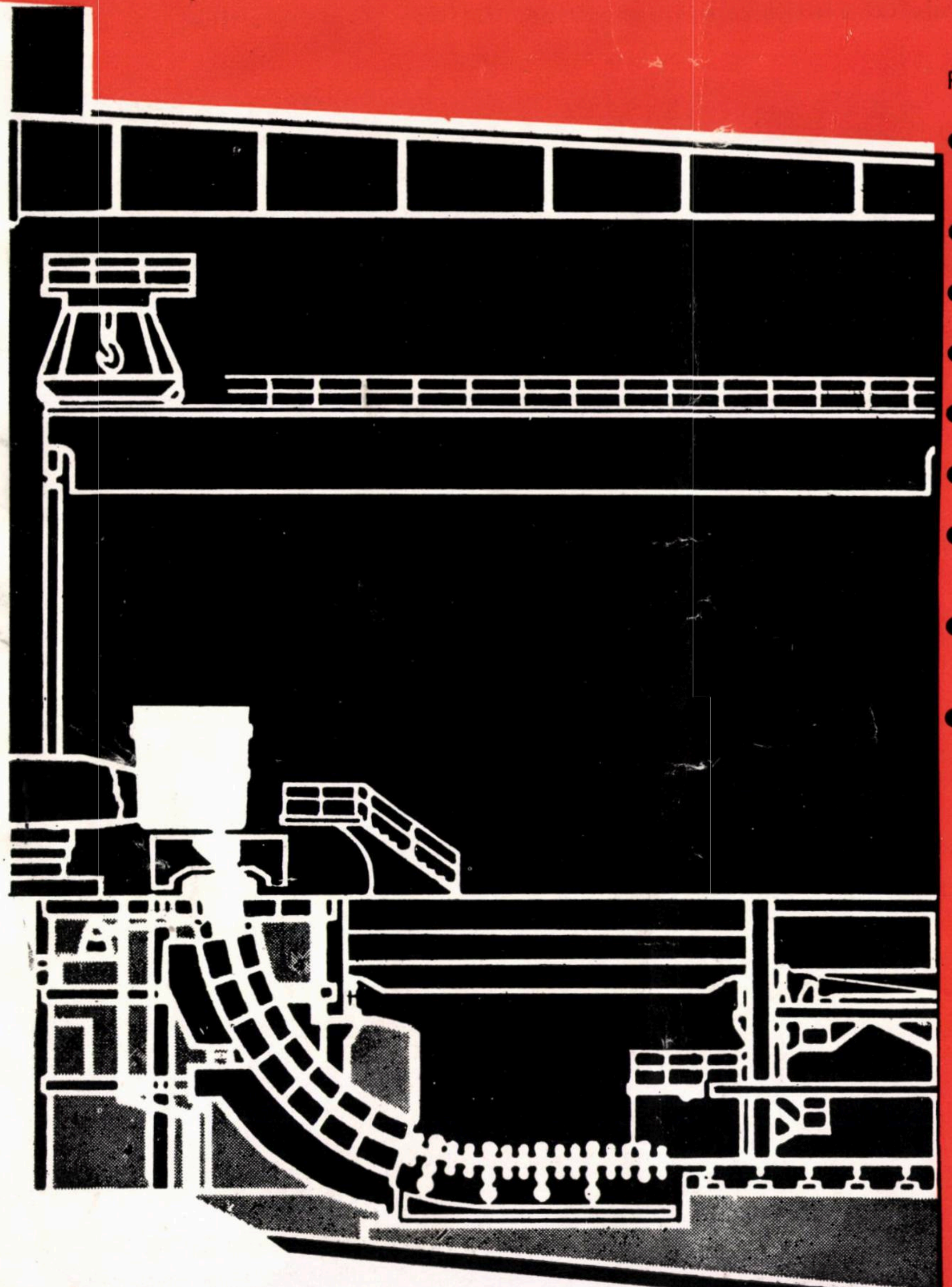
CENTRALA INDUSTRIALĂ SIDERURGICĂ REȘIȚA

Intreprinderea Oțelul Roșu

JOR 1796

Orașul Oțelul Roșu
Str. Mihail Eminescu nr. 10
Jud Caraș Severin

Telefon : 4 Telex : 013615
Cod Unit. 777.304.



PRODUCE SI LIVREAZA

- Semifabricate turnate continuu
- Platine
- Profile mici și mijlocii
- Table
- Benzi laminate la cald
- Benzi laminate la rece
- Oțeluri calibrate rotunde, hexagonale și pătrate
- Piese turnate din oțel și din aliaje neferoase
- Cilindri din fontă pentru laminoare

ÎNTREPRINDEREA "OŢELINOX" TÎRGOVIŞTE

Str. Şoseaua Găieşti 16 - Judeţul Dîmboviţa
Telex : 17294 - Telefon : 11230; 14735

PRODUCE şi LIVREAZĂ :

Table şi benzi din oţeluri inoxidabile (austenitice, feritice şi martensitice) cu următoarele dimensiuni :

- grosime 0,3 - 3 mm
- lăţime benzi 50 - 1250 mm
- lăţime table 500 - 1250 mm
- lungime table pînă la 4000 mm

Produsele se livrează ambalate sub formă de pachete şi rulouri

CCPFŢT

CENTRUL DE CERCETARI SI PROIECTARI DE FABRICATIE PENTRU TEVI SI TREFILATE
DESIGN AND RESEARCH CENTRE FOR PIPE AND WIRE PRODUCTS MANUFACTURING

Centrul elaborează la cerere tehnologii, studii, expertize, proiecte pentru utilaje, instalaţii, linii complexe, secţii şi unităţi industriale, precum şi materiale în domeniul ţevilor şi trefilatelor şi acordă asistenţă tehnică de înaltă calificare.
Service pentru defectoscopie nedistructivă cu ultrasunete şi curenţi turbionari.

The Centre elaborates, on order, technologies, studies, expert appraisements, designs for equipments, installations, complex lines, workshops and industrial units, as well as materials for pipes and wire products and ensures high skilled technical assistance.
Service for ultrasonic and eddy current non - destructive testing.

Bulevardul Muncii nr.256 - 7000, Bucureşti - România
Telef.: 27.70.90.

COS
TIRGOVISTE

COMBINATUL de OȚELURI SPECIALE - TÎRGOVIȘTE -

Șos. Găiești nr. 12 - Dîmbovița - Tel. 32553

produce și livrează în țară și peste hotare:

PROFILE LAMINATE

din
- oţeluri obişnuite de construcţii
- oţeluri pentru îmbunătăţire
- oţeluri pentru cementare
- oţeluri pentru arcuri
- oţeluri pentru rulmenţi
- oţeluri carbon de scule
- oţeluri aliate de scule
- oţeluri rapide de scule

în următoarea gamă dimensională:

ROTUND (20...80 mm)

LAT (6 ... 20 mm) x (60...130)

HEXAGONAL (24...34 mm)

BARE ȘI BLOCURI FORJATE

din oțeluri de scule:

BARE
- ROTUNDE (30...150 mm)
- PĂTRATE (30...150 mm)
- LATE (30...200 mm)

$(\frac{a}{b} \leqslant 4 \ ; \ a \times b \leqslant 225 \text{ cm}^2)$

BLOCURI

(150...400 mm

TABLE SI BENZI ELECTROTEHNICE LAMINATE LA RECE

din oţel silicios:

cu grăunţi orientaţi:

0,28 mm x (700...850 mm) x (50...850)
0,30 mm x (700...900 mm) x (50...900)
0,35 mm x (700...900 mm) x (50...900)

cu grăunţi neorientaţi:

0,50 mm x (650...1200 mm) x (50...1200 mm)
0,65 mm x (650...1200 mm) x (50...1200 mm)

BARE TRASE

din
- oţel carbon de construcţii
- oţel carbon de calitate
- oţel aliat pentru construcţii de maşini
- oţel pentru rulmenţi

BARE
- ROTUNDE (2...70 mm)
- PĂTRATE (3,5...40 mm)
- HEXAGONALE (4...55 mm)

FIESE TURNATE

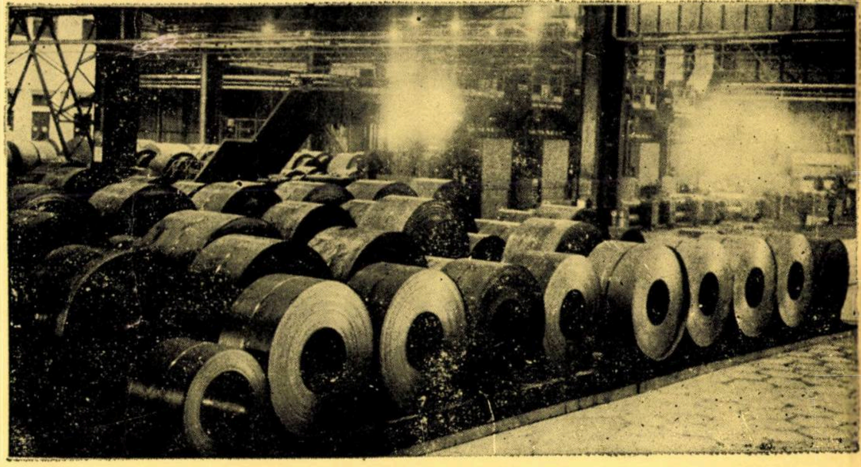
de maximum 5 tone

din
- fontă şi oţel
- metale şi aliaje neferoase

COMBINATUL SIDERURGIC GALAȚI

CSG

produce şi livrează:



Produse laminate din oţel

— *Table groase și mijlocii:*

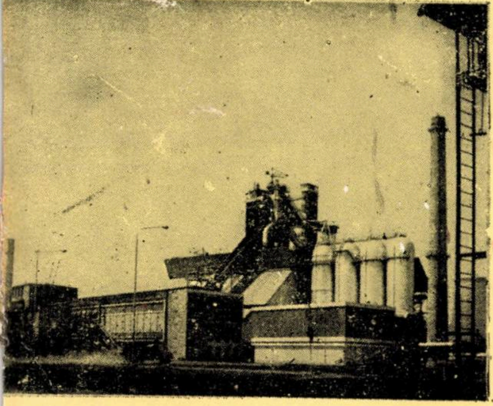
din oţeluri calmate, semicalmate, necalmate, slab aliate şi aliate conform normelor româneşti şi străine; pentru construcţii mecanice, metalice, navale, de maşini, de cazane şi recipiente sub presiune etc.

— *Benzi și table laminate la rece:*

neacoperite şi zincate conform normelor româneşti şi străine, pentru construcţii metalice, ţevi sudate, profile îndoite, aparataj electric, caroserii, articole de uz casnic etc.

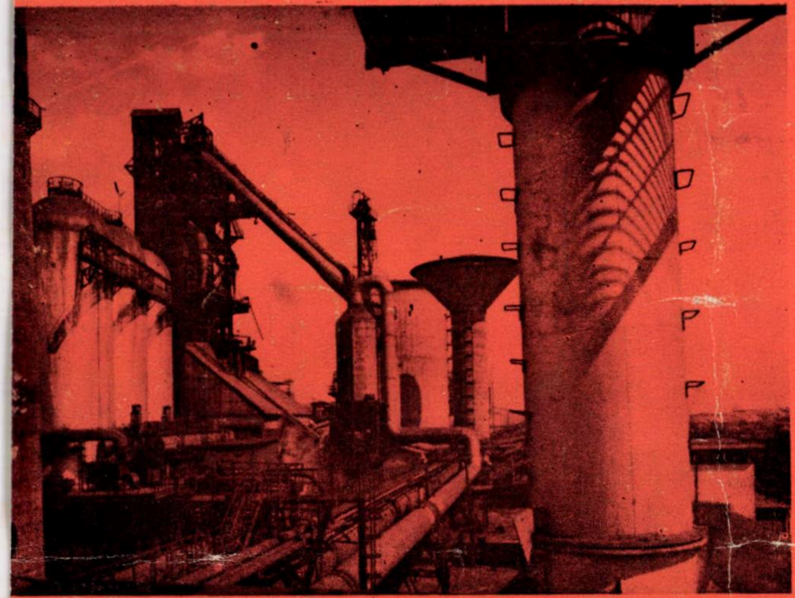
Produse chimice

- Sulfat feros heptahidratat
- Sulfat de amoniu
- Gudron de huilă
- Benzen brut de huilă
- Smoală de cocserie



Pentru informaţii detaliate asupra produselor noastre adresaţi-vă la:

COMBINATUL SIDERURGIC — GALAŢI
DIRECŢIA COMERCIALĂ
Şoseaua Smîrdan nr. 1
6200 Galaţi
Telefon (930) 30438
Telex 51285



CSH

1980 NOV 3

vă oferă

profile laminate din oţeluri carbon calmate şi necalmate, din oţeluri carbon de calitate, aliate şi slab aliate.

● rotunde cu diametrul de 10–180 mm ● cornier 20×20–150×150 mm ● I 18–I 24 ● U 6,5 – U 24 ● late de 20×5–150×20 mm ● benzi laminate la cald de 200×2 – 370×5,5 mm ● ţagle, blumuri pentru forjă, de 70×70 – 400×400 mm ● oţel beton cu profil periodic laminat la cald, oţel beton neted laminat la cald, sîrmă laminată la cald, profile speciale pentru armături de mină, pentru talpa şenilei de tractor etc.

1884·1974
CSH
90 ANI

COMBINATUL SIDERURGIC HUNEDOARA

Str. Dr. P. Groza nr. 8. Hunedoara ● Telex: 032411 ● Tel: 12533 – 11075 – 12767 – 11462 – 12747

E 3280

R

METALURGIA

13

7

METALURGIA • BUCUREȘTI • ANUL XXXII • NR. 7 • IULIE 1980

COMBINATUL SIDERURGIC GALAȚI

produce și livrează:

Produse laminate din oțel

— *Table groase și mijlocii:*

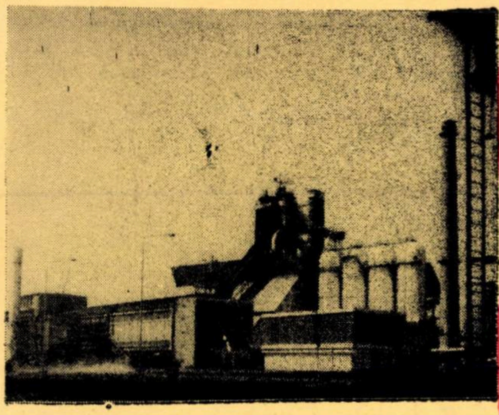
din oțeluri calmate, semicalmate, necalmate, slab aliate și aliate conform normelor românești și străine; pentru construcții mecanice, metalice, navale, de mașini, de cazane și recipiente sub presiune etc.

— *Benzi și table laminate la rece:*

neacoperite și zincate conform normelor românești și străine, pentru construcții metalice, țevi sudate, profile îndoite, aparataj electric, caroserii, articole de uz casnic etc.

Produse chimice

— Sulfat feros heptahidratat
— Sulfat de amoniu
— Gudron de huilă
— Benzen brut de huilă
— Smoală de cocserie



Pentru informații detaliate asupra produselor noastre adresați-vă la:

COMBINATUL SIDERURGIC — GALAȚI
DIRECȚIA COMERCIALĂ
Șoseaua Smîrdan nr. 1
6200 Galați
Telefon (930) 30438
Telex 51285

METALURGIA

Anul 32 Nr. 7 ulie 1980

CUPRINS

Sava, Elena și *Barbu,* I. : **Caracteristicile lianților pentru producerea cocsului brichete ICEM** 329

Murguleț, N., Dina, Vasilica, Nicolae, A., Voicu, Gh. și *Georgescu, Al.* : **Cercetări pe model privind influența regimului de suflare a oxigenului asupra scoaterii de oțel lichid la convertizoarele cu oxigen** 334

Catrinoiu, C. : **Posibilități de fabricație a oțelului marca OLC 45 AT în cuptoare electrice de 100 t** . . 338

Teodorescu, M., Nicoară, D., Udvuleanu, Anghelina și *Ovezea, I.* : **Cercetări privind prelucrabilitatea prin ambutisare a tablelor subțiri pentru caroserii auto** . 344

Trușculescu, M. : **Modificări structurale în oțelurile prelucrate cu flux de electroni** 348

Dinescu, R., Oprea, G. și *Suciu, I.* : **Determinarea tensiunii superficiale a topiturilor metalice** 356

Pancu, C. : **Alegerea procedeului de topire a fontei în turnătorii** 362

Horga, M. : **Plăci model tipizate, cu schimbare rapidă, pentru mașinile de format tip MF.11—MF.13—MF.22** 364

DIN ISTORICUL METALURGIEI

Oprea, Fl. : **Prevederile și tendințele dezvoltării metalurgiei metalelor neferoase și rare în R.S.R. (III)** . 368

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Dinescu, L. și *Hacman, A.* : **Tehnologia de desulfurare a fontelor în afara agregatului de elaborare, într-o instalație cu agitare** 372

DOCUMENTARE

COLEGIUL DE REDACȚIE

LAURENȚIU SOFRONI — președinte, CEZAR AVRAM, GHEORGHE BUJGOI, ALEXANDRU CIOROGARU, SORIN CÎNDEA, ANTONICĂ DIJMĂRESCU, CONSTANTIN DRAGOMIR, IANCU DRĂGAN, ION DRĂGAN, DAN DULAMĂ, TRAIAN DUMITRESCU, SUZANA GĂDEA, GHEORGHE GHEORGHIU, VASILE GROSU, CONSTANTIN IONESCU, VICTOR MIHU, ION MOLDOVAN, NICOLAE MURGULEȚ, FLOREA OPREA, IGINIO PAVONI, MIRCEA PENESCU, MIRCEA POPOVICI, ION PRISECARU, ȘTEFAN RĂDVAN, CORNEL RIZESCU, MARIA SAVU, CLAUDIU ȘTEFĂNESCU, SILVIA VACU, VASILE VĂZDĂUȚEANU, VASILE VULCU

Redactor : G. COJOCARIU
Tehnoredactor : EC. CHIPARIZOPOL

„Cititorii din străinătate se pot abona adresîndu-se la ILEXIM Departamentul Export-Import Presă, P.O. Box 136—137, telex : 11226, București, str. 30 Decembrie nr. 3“.

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, str. Mendeleev 21—25, Sector 1, Telefon : 59.49.90. Revista este editată de ICEM — O.I.D. Instituțiile pot achita abonamentele în contul nostru de virament nr. 30.15.0.01.01.B.N. — R.S.R. — filiala sector VI — Institutul de cercetări metalurgice. Tarif pentru întreprinderi : lei 150 anual ; tarif pentru abonamente individuale : 48 lei anual. Costul unui exemplar : lei 5. Tiparul — Întreprinderea poligrafică „Informația", str. Brezoianu, nr. 23—25, București

---

„Taxele poștale achitate conform aprobării D.G.P.Tc. nr. 137/5462/1979"

I.P.I. c. 2289

42 406

CONTENTS

CD : 662.741.3

Sava, Elena and *Barbu, I.* : **The characteristics of binding agents used for the production of ICEM formed coke**

The paper presents the results of the use of highly aromatic binding agents for ICEM formed coke production. The authors succeed in drawing the following conclusion : the best binding agent is coking pitch, followed by semi-coking pitch and aromatic oil bitumens — ,,oil pitches".

Metalurgia 32 (1980), nr. 7, p. 329–333

DC : 669.184.244.86 : 65.011.4

Murguleț, N., Dina, Vasilica, Nicolae, A., Voicu Gh. and *Georgescu, Al.* : **Model researches concerning the influence of oxygen blowing regime on hot steel yield in BOF**

The authors present the way in which the building characteristics of tuyeres and lance heads influence upon the quantity of drops discharged from the converter, pointing out the modifications which are necessary at the design stage.

Metalurgia 32 (1980), nr. 7, p. 334–337

DC : 669–18 : 669.041.38

Cartinoiu C. : **Manufacturing possibility of OLC45AT steel in 100 t electric furnaces**

As a result of boron microalloyed heat-treatment steel obtained, on an experimental bases, in 100 t electric furnaces, the author draws the conclusion that this process occurs under conditions of higher hardenability and toughness parameters than for open hearth steel.

This process is based on additional ladle ferro-titanium and aluminium deoxidation technology, in adequate quantity to allow the combination of most of the nitrogen quantity in order to form titanium and aluminium nitrides.

Metalurgia 32 (1980), nr. 7, p. 338–343

DC : 621.983.3 : 669–415

Teodorescu, M., Nicoară, D., Udvuleanu, A. and *Ovezea, I.* : **Researches on drawing processing of car body sheets**

The authors present a series of results concerning drawing processing of car body sheets. They point out certain relations between values connected to the typical characteristics of the processed material and the technological and mechanical characteristics.

Metalurgia 32 (1980), nr. 7, p. 344–347

DC : 669.14 : 621.9048.7

Trușculescu, M. : **Structural modifications in electron flow processed steels**

In the paper the author intends to highlight the phase transformations which occur during electron flow drilling of steel plate.

The researches carried out on three structural carbon steel grades confirm the possibility of obtaining holes of 0,01...0,02 mm and heat influenced zones of 0,5...0,8 m for certain energy concentrations and operation periods.

In the heat influenced zone the structure of the analysed steels is of a sorbitical type, that is with the growth of segments oriented on the hole walls. The author found a 20...40% hardness growth of the material in the vecinity of the electron flow processed hole. The author highlights a more intensified hardness growth in the entry area of the electron flow.

Metalurgia 32 (1980), nr. 7, p. 348–355

DC : 532.61 : 669–154

Dinescu, R., Oprea, G. and *Suciu, I.* : **Surface Tension Determination in Metal Melts**

The paper shows the theoretical aspects of surface tension determination in melt alloys and metals by the drop method ; it also describes the measuring and calculation techniques, the working equipment, as well as the results of the experiments meant to verify this method and which lead to establishing the errors limits.

The values obtained for electrolytic Cu and Armco Fe may be compared to the data in literature and, with a 95% probability, they represent the real values of surface tension depending on the extent to which the error sources may be removed.

Metalurgia 32 (1980), nr. 7, p. 356–361

DC : 621.745

Pancu, C. : **The selection of cast iron melting process in foundry**

The author presents an application of ,,morphological analysis'' method for the selection of melting process of the iron necessary for castings. The paper studies the melting process in cupola and in induction electric furnace, the author presenting the possibility of estimating the compared versions. This method, used for designing new foundry and extending the existing foundries may be completed with energy calculation on metal melting.

Metalurgia 32 (1980), nr. 7, p. 362–363

DC : 621.744.072 : 658.516

Horga, M. : **Standard model plates with rapid change for MF.11–MF.13–MF.22 moulding machines**

The authors present several versions for these machines which are used in order to extend the use of mechanized moulding for small manufacturing series (e.g. : machine-tools). Moreover, the authors present the economic implication on the preparation cost.

Metalurgia 32 (1980), nr. 7, p. 364–367

DC : 669.162.267.6

Dinescu, L. and *Hacman, A* : **Cast iron desulphurization technology outside an iron making equipment in a stirring unit**

Metalurgia 32 (1980), nr. 7, p. 368–371

DC : 669.2/8(498)

Oprea, Fl. : **Forecast and trends in rare and nonferrous metallurgy development in Romania (III)**

Metalurgia 32 (1980) nr. 7, p. 372–378

INHALT

DK : 662.741.3

Sava, Elena und *Barbu, I.* : **Untersuchung der für die Herstellung von ICEM Formkoks verwendeten Bindemitteln**

In der Arbeit werden die Untersuchungen für die Verwendung, ausser dem Kokereipech, mancher aromatischer in der Erdölindustrie hergestellten Bindemitteln für die ICEM — Formkoksherstellung, dargestellt.

Metalurgia 32 (1980), nr. 7, p. 329—333

DK : 669.184.244.86 : 65.011.4

Murguleţ, N., Dina, Vasilica, Nicolae, A., Voicu, Gh. und *Georgescu Al.* : **Modelluntersuchungen über den Einfluss des Sauerstoffblasregime auf das Flüssigstahlausbringen der Sauerstoffkonverter**

Es wird die Bauweise der Düsen und der Lanzenköpfe und deren Einfluss auf die Menge der aus dem Konverter abgeführten Tropfen beschrieben, mit Angabe der notwendigen Konstruktionsänderungen.

Metalurgia 32 (1980), nr. 7, p. 334—337

DK : 669.18 : 669.041.38

Catrinoiu, C. : **Möglichkeiten für die Herstellung des Stahles OLC45AT in 100 t Elektroöfen**

Aus den durchgeführten Untersuchungen über die Herstellung des mit Bor mikrolegierten Vergütungsstahles in 100 t Elektroöfen geht hervor, dass dieser Stahl bessere Härtbarkeit-bzw. Zähigkeitseigenschaften als der SM-Stahl aufweist, durch die zusätzliche Beruhigung mit Ferrotitan und Aluminium im Topf. Somit wird ein grosser Teil des Stickstoffs in Titannitride und Aluminiumnitride gebunden.

Metalurgia 32 (1980), nr. 7, p. 338—343

DK : 621.983.3 : 669—415

Teodorescu, M., Nicoară, D., Udvuleanu, Anghelina und *Ovezea, I.* : **Untersuchungen über die Verarbeitung durch Pressen der Dünnbleche für Karosserie**

Es werden einige Untersuchungsergebnisse im Zusammenhang mit dem Pressen der Dünnbleche für Karosserien angegeben. Es werden Wechselbeziehungen zwischen den Eigenschaften des verarbeiteten Materials und der mechanischen bzw. technologischen Eigenschaften angeführt.

Metalurgia 32 (1980), nr. 7, p. 344—347

DK : 669.14 : 621.9.048.7

Truşculescu, M. : **Gefügeumwandlungen in den mit Elektronenstrahl bearbeiteten Stählen**

Die Arbeit hat das Ziel das Hervorheben der Phasenumwandlungen die beim Elektronenstrahlbohren von Stahlplatten auftreten.

Die an drei Baustahlmarken durchgeführten Untersuchungen bescheinigen die Möglichkeit der Realisierung von Bohrungen mit einer Rauheit von 0,01—0,02 mm und thermisch beeinflusste Zonen von 0,5—0,8 mm, mit bestimmten Energiekonzentrationen und Arbeitszeiten.

In der thermisch beeinflussten Zone weisen die untersuchten Stähle ein sorbitsches Gefüge auf, in welchem die Lamellen um die Bohrung orientiert gewachsen sind. Man beobachtet das Ansteigen mit 20—40% der Härtewerte in den der mit Elektronenstrahl hergestellten Bohrungen anliegenden Zonen. Es wird das betonte Ansteigen der Härtewerte in den vom Elektronenstrahl durchdrungenen Zonen beobachtet.

Metalurgia 32 (1980), nr. 7, p. 348—355

DK : 532.61 : 669—154

Dinescu, R., Oprea, G. und *Suciu, I.* : **Bestimmung der Oberflächenspannung der Metallschmelzen**

Die Arbeit umfasst die theoretischen Aspekte betreffend die Oberflächenspannungsbestimmung der mittels der Methode der fallenden Tropfen geschmolzenen Metalle und Legierungen, und beschreibt auch die Mess-und Berechnungsvorgänge, die Arbeitsanlage sowie auch die Versuchsergebnisse die für Methodenüberprüfung und Fehlergrenzenbestimmung führten

Die für das elektrolytische Kupfer und für Eisen Armco erhaltenen Werte sind mit den Angaben der Fachliteratur vergleichbar und stellen mit einer Wahrscheinlichleit von 95% die reelen Werte der Oberflächenspannung dar sofern die Fehlerquellen beseitigt werden können.

Metalurgia 32 (1980), nr. 7, p. 356—361

DK : 621.745

Pancu, C.: **Auswahl des Schmelzverfahrens für Giessereiroheisen**

Es wurden mehrere Prozesse analysiert für das Erschmelzen der für Gussteile bestimmten Gusseisensorten undzw. Kupolöfen und Induktionsöfen und die Möglichkeit des Vergleiches dieser Varianten.

Diese Methode kann bei der Konstruktion neuer Giessereien oder bei der Erweiterung der bestehenden, ergänzt durch energetische Berechnungen über das Metallschmelzen, angewendet werden.

Metalurgia 32 (1980), nr. 7, p. 362—363

DK : 621.744.072 : 658.516

Horga, M. : **Typisierte Modellplatten mit Schnellwechselung für Formmaschinen Type MF.11—MF.13—MF.22**

Es werden mehrere Varianten der typisierten Modellplatten mit Schnellwechselung angegeben, hergestellt zwecks Anwendung des mechanischen Formens bei kleinen Baureihen (Z. B. Werkzeugmaschinen) und Herabsetzung der Kosten für die Vorbereitung der Fertigung.

Metalurgia 32 (1980), nr. 7, p. 364—367

DK : 669 162.267.6

Dinescu, L. und *Hacman, A.* : **Gusseisenentschwefelung ausser des Herstellungsaggregats mit Rührvorrichtung.**

Metalurgia 32 (1980), nr. 7, p. 368—371

DK : 669.2/8(498)

Oprea, Fl. : **Entwicklungstendenzen in der Metallurgie der NE-und Seltenmetalle in Rumänien**

Metalurgia 32 (1980), nr. 7, p. 372—388

SOMMAIRE

CD : 662.741.3

Sava, Elena et *Barbu, I.* : **Les caractéristiques des liants pour la fabrication du coke moulé ICEM**

L'oeuvre présente les résultats obtenus par l'utilisation des liants à caractère prononcé aromatique à la fabrication du coke moulé ICEM. On établit le caractère optimal des liants dans l'ordre suivant : brai de cokerie, brai de demi-cokéfaction et brais de pétrole aromatiques obtenus des residus de craquage.

Metalurgia 32 (1980), nr. 7, p. 329–333

CD : 669.184.244.86 : 65.011.4

Murguleț, N., Dina, Vasilica, Nicolae, A., Voicu, Gh. et *Georgescu, Al.* : **Recherches sur modèle concernant l'influence du régime de soufflage de l'oxygène sur le rendement de l'acier liquide dans les convertisseurs à l'oxygène**

On montre l'influence des caractéristiques de construction des busettes et des têtes de lance sur la quantité d'éclaboussures de métal évacuée par le convertisseur, en indiquant les modifications qui s'imposent pendant les travaux d'études et projets.

Metalurgia 32 (1980), nr. 7, p. 334–337

CD : 669.18 : 669.04.1.38

Catrinoiu, C. : **Possibilités de fabrication de l'acier de nuance OLC45AT dans des fours électriques de 100 t**

Par l'expérimentation de l'élaboration de l'acier de traitement micro-allié au bore dans des fours électriques de 100 t il en résulte que, cet acier peut être obtenu avec des paramètres de trempabilité et tenacité supérieurs que pour l'acier Siemens-Martin, en appliquant le procédé de désoxydation supplémentaire avec du Fe-Ti et Al en poche, dans des quantités suffisantes pour lier une grande partie de l'azote sous forme de nitrures d'aluminium.

Metalurgia 32 (1980), nr. 7, p. 338–343

CD : 621.983.3 : 669–415

Teodorescu, M., Nicoară, D., Udvuleanu, Anghelina et *Overzea, I.* : **Recherches concernant l'usinage par emboutissage des tôles minces pour carrosseries d'automobile**

L'oeuvre présente une série de résultats obtenus par les auteurs concernant l'usinage par emboutissage des tôles minces pour carrosseries d'automobile. On montre certaines corrélations entre les grandeurs liées aux proprietés intriséques du matériel usiné et les caractéristiques mécaniques et technologiques.

Metalurgia 32 (1980), nr. 7, p. 344–347

CD : 669.14 : 621.048.7

Trușculescu, M. : **Modifications structurales dans les aciers usinés à flux d'électrones**

L'article a comme but de mettre en évidence les transformations de phase pendant le perçage à flux d'électrones des plaques en acier. Les recherches effectuées sur trois nuances d'acier au carbone pour construction attestent la possibilité de réaliser des orifices de 0,01...0,02 mm et des zones d'affectation thermique pour certaines concentrations énergetiques et durées de travail. Dans les zones d'affectation thermique, la structure des aciers étudiés est de type sorbitique, avec une croissance orientée des lamelles sur la paroi de l'orifice. On a constaté une augmentation de 20–40% de la dureté du matériel dans les zones adjacentes de l'orifice usiné par flux d'électrones. On remarque une augmentation plus marquée de la zone de pénétration du flux d'électrons.

Metalurgia 32 (1980), nr. 7, p. 348–355

CD : 532.61 : 669–154

Dinescu, R., Oprea, G. et *Suciu, I.* : **Détermination de la tension superficielle des métaux en fusion**

L'oeuvre présente les aspects théoriques concernant la détermination de la tension superficielle des métaux et alliages fondus, en utilisant la méthode ,,sessile drop''. On décrit aussi les procédés de mesure et calcul, l'installation de travail, ainsi que les résultats des expériences qui ont conduit à la vérification de la méthode et à la détermination des limites d'erreurs.

Les valeurs obtenues pour le Cu électrolytique et le Fe Armco sont comparables avec les données de la littérature et représentent, avec une probabilité de 95%, les valeurs réelles de la tension superficielle, dans la mesure où l'on peut éliminer les sources d'erreurs.

Metalurgia 32 (1980), nr. 7, p. 356–361

CD : 621.745

Pancu, C. : **Le choix d'un procédé de fusion de la fonte dans les fonderies**

On présente une application de la methode ,,d'analyse morphologique'' pour le choix du procédé de fusion de la fonte destinée au moulage des pièces. Dans l'oeuvre on analyse le procedé de fusion en cubilot et dans le four éléctrique à induction et on présente les possibilités d'éstimation des variantes comparées. Cette méthode peut être utilisée pour la projection de fonderies existantes et completée par des calculs énergetiques concernant la fusion du métal.

Metalurgia 32 (1980), nr. 7, p. 362–363

CD : 621.744.072 : 658.516

Horga, M. : **Plaques-modèle standardisées à changement rapide pour les machines de formage de type MF.11–MF.12–MF.22**

On présente plusieurs variantes de plaques-modèle standardisées à changement rapide pour les machines de formage MF.11–MF.13–MF.22, réalisées dans le but d'élargir l'application du formage mécanique aux petites séries de fabricaton (p.e. machines-outils). On expose les implications économiques sur le coût de production.

Metalurgia 32 (1980), nr. 7, p. 364–367

CD : 669.162.267.6

Dinescu, L. et *Haeman, A.* : **Technologie de désulfuration de la fonte hors du four d'élaboration, dans une installation de brassage.**

Metalurgia 32 (1980), nr. 7, p. ~~368–371~~ 373–378

CD : 669.162.267.6

Oprea, Fl. : **Prévisions et tendances du développement de la métallurgie des métaux non-ferreux et rares en R.S.R. (II)**

Metalurgia 32 (1980), nr. 7, p. ~~373–378~~ 368–371

СОДЕРЖАНИЕ

ДЛ: 662.741.3

Сава, Елена и *Барбу, И.:* **Характеристики связок для изготовления формованного кокса ИЧЕМ**

В работе представлены результаты использования для производства формованного кокса ИЧЕМ крепителей с особыми ароматическими характеристиками. Таким образом устанавливается, что оптимальный крепитель является коксовый пек, следует полукоксующая смола и ароматический пек из нефти.

Metalurgia 32 (1980), nr. 7, p. 329–333

ДК: 669.184.244.86 : 65.011.4

Мургулец, Н., Дина, Василика, Николае, А., Войку, Г. и *Джеорджеску, А.:* **Исследования на моделе, касающиеся влияния режима продувки кислорода на выход жидкой стали в кислородных конверторах**

Представлен способ в котором влияют особенности конструкции форсунок и концов фурм на количество каплей, выпускаемых из конвертора, указывая на обязательные изменения при проектировании.

Metalurgia 32 (1980), nr. 7, p. 334–337

ДК: 669.18 ; 669.041.38

Катриною, К.: **Возможности производства стали OLC 45AT в 100 т электропечах**

Из испытаний выплавки термообработанной стали, микролегированной с бором в 100 т электропечах следует что она обладает более повышенными параметрами закаливаемости и вязкости, чем мартеновская сталь, используя метод дополнительного раскисления в ковше ферротитаном и алюминием, в достаточном количестве, чтобы легировать большую часть азота под видом нитридов титана и нитридов алюминия.

Metalurgia 32 (1980), nr. 7, p. 338–343

ДК: 621.983.3 : 669–415

Теодореску, М., Никоарэ, Д., Удвуляну, Ангелина и *Овезеа, И.:* **Исследования обрабатываемости вытяжкой автокузовых тонких листов**

В работе представлены ряд полученных результатов авторами, касающихся обрабатываемости вытяжкой автокузовых тонких листов. Отмечаются некоторые соотношения между величинами, связанных со свойствами обрабатываемого материала и механическими и технологическими свойствами.

Metalurgia 32 (1980), nr. 7, p. 344–347

ДК: 669.14 : 621.9.048.7

Трушкулеску, М.: **Структурные изменения в обрабатываемых сталей электронновым потоком**

Цель работы является выявление фазовых превращений, появляющиеся при сверлении стальных плит электронновым потоком.

Проведенные исследования на углеродистой конструкционной стали трех марок свидетельствуют о возможности сверления отверстий 0,01...0,02 мм и термически выделенные зоны 0,5...0,8 мм для некоторых энергетических концентраций и сроков службы.

Metalurgia 32 (1980), nr. 7, p. 348–355

ДК: 532.61 : 669–154

Динеску, Р., Опреа, Г. и *Сучью, И.:* **Определение поверхностного натяжения металлических расплавов**

В работе представлены теоретические аспекты, связанные с определением поверхностного натяжения металлов и сплавов, выплавленных методом неподвижной капли, описаны расчетно-измерительные методы, рабочая установка, а также результаты испытаний, которые позволили осуществить проверку метода и установить пределы ошибок.

Значения, полученные для электролитической меди и железо Армко, можно сопоставить с литературными данными и при 95% уровне допустимой вероятности представляют истинные значения поверхностного натяжения в той мере, в какой смогут быть устранены источники погрешностей.

Metalurgia 32 (1980), nr. 7, p. 356–361

ДК: 621.745

Панку, К.: **Выбор способа выплавки чугуна в литейных цехах**

Представлено применение метода «морфологического анализа» при выборе способа выплавки чугуна для отливки деталей. Для анализа был выбран способ выплавки в вагранке и в индукционной печи, и представлены возможности оценки сравниваемых вариантов. Метод может быть использован при проектировании новых литейных цехов или при развитии существующих литейных цехов, комплектуемый и энергетическими расчетами о выплавке металла.

Metalurgia 32 (1980), nr. 7, p. 362–363

ДК: 621.744.072 : 658.516

Хорга, М.: **Типизированные модельные плиты с ускоренным изменением для формовочных машин типа MF.11—MF. 13—MF.22**

Представлены варианты типизации плит — модель с ускоренным изменением для формовочных машин типа MF. 11, MF. 13, MF. 22, реализованные с целью расширения механизированной формовки на малых сериях производства (нап. станки), а также экономические заключения о стоимости подготовки производства.

Metalurgia 32 (1980), nr. 7, p. 364–367

ДК: 669.162.267.6

Динеску, Л. и *Хакман, А.:* **Технология десульфурации чугунов с помощью мешалкой вне агрегата выплавки**

Metalurgia 32 (1980), nr. 7, p. 368–371

ДК: 669.2/8(498)

Опреа, Ф.: **Предвидения и тенденции развития металлургии цветных и редких металлов в СРР(III)**

Metalurgia 32 (1980), nr. 7, p. 372–378

METALURGIA 7

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA 1980

Ing. Elena Sava şi ing. I. Barbu
Institutul de cercetări metalurgice—
Bucureşti

Caracteristicile lianţilor pentru producerea cocsului brichete ICEM

CZ : 662.741.3

În lucrările efectuate între anii 1954—1959 s-a pus problema folosirii la fabricarea cocsului brichete ICEM şi a altor lianţi decît smoala de cocserie. Astfel au fost încercaţi în laborator, la fabricarea cocsului brichete în „2 trepte" pe şarjă conţinînd 52—65 % semicocs, 30—20 % huilă Lupeni, în afara smoalei de cocserie şi smoala de semicarbonizare, bitum petrolier asfaltos şi bitum industrial neparafinos în proporţie de 18, respectiv 15 %, precum şi amestecuri de lianţi. În încercările din aceeaşi perioadă au mai fost folosiţi, la fabricarea cocsului brichete ICEM („într-o treaptă şi jumătate"), pe lîngă smoala de cocserie, bitum asfaltos, bitum din păcură de cracare desuleiată (bitum de Teleajen) * cu puternic caracter aromatic şi bitum parafinos (tab. 1).

Concluzia clară a acestor încercări a fost că, pentru obţinerea de cocs brichete ICEM de calitate bună, liantul folosit trebuie să aibă un pronunţat caracter aromatic. Datorită acestei cerinţe liantul optim este smoala de cocserie, urmînd apoi smoala de semicocsificare şi bitumul din păcură de cracare desuleiată. Liantul care s-a dovedit total inapt pentru fabricarea cocsului brichete a fost bitumul parafinos **.

Pe măsura creşterii necesarului de smoală de cocserie pentru fabricaţia anozilor destinaţi industriei aluminiului, a produselor cărbunoase şi a electrozilor siderurgici sau pentru industria chimică s-a pus problema obţinerii unui liant adecvat fabricării cocsului brichete din produse petroliere.

În acest sens s-a trecut în colaborare cu ICITPR — Ploieşti la realizarea şi utilizarea la fabricarea cocsului brichete a lianţilor de origine petrolieră.

Cercetările au arătat posibilitatea prelucrării reziduului de cracare catalitică în vederea obţinerii unui liant utilizabil la fabricarea cocsului brichete total miscibil cu smoala de cocserie.

Încercările s-au efectuat la instalaţia Jenkner şi la cuptorul de cosificare de 300 kg şarjă.

Tabelul 1

Variaţia calităţii cocsului brichete în funcţie de calitatea lianţilor utilizaţi

A. Şarja, %						Rezistenţa Nedelmann		Observaţii
Semicocs	Huilă de gaz	Smoală cocserie	Smoală semicocsificare	Bitum asfaltos	Bitum industrial neparafinos	+ 10 mm	— 1 mm	
52	30	18	—	—	—	91,3	7,0	Retorta Koppers
55	30	15	—	—	—	86,8	11,5	Retorta Koppers
52	30	—	18	—	—	87,0	11,8	Retorta Koppers
55	30	—	15	—	—	81,5	16,0	Retorta Koppers
55	30	—	—	15	—	86,9	11,4	Retorta Koppers
55	30	—	—	—	15	83,7	14,5	Retorta Koppers
65	20	8	7	—	—	84,1	13,9	Retorta Koppers
65	20	8	—	7	—	85,5	15,7	Retorta Koppers
65	20	8	—	—	7	87,1	11,9	Retorta Koppers
65	20	—	8	7	—	79,7	18,0	Retorta Koppers

---

* Denumiri folosite înainte de 1959 pentru diferite tipuri de bitumuri petroliere.

** Ca o observaţie de interes deosebit din punct de vedere ştiinţific şi tehnologic se menţionează faptul că pentru procedeul termooxidant de fabricare a cocsului brichete de turnătorie „scara" lianţilor optimi este exact inversă, cel mai bun fiind bitumul parafinos şi cel mai slab, smoala de cocserie

Liantul utilizat la primele încercări a fost un amestec în părți egale de liant petrolier și smoală de cocserie, iar ulterior, lianți individuali.

Conform cu cercetările efectuate s-a trecut la realizarea unui lot de liant petrolier, asemănător cu o smoală de cocserie, din două reziduuri de cracare catalitică diferite prin tratarea termică sub presiune a amestecului celor două reziduuri de cracare catalitică.

Proba de liant astfel obținută a fost caracterizată la ICEM, determinîndu-se caracteristicile fizico-chimice și comportarea la brichetare, comparativ cu o probă de liant (LP_0) utilizată anterior și care a fost obținută numai dintr-un singur reziduu de cracare catalitică și cu o smoală de cocserie clasică (tab. 2).

Tabelul 2

Caracteristicile lianților

Caracteristicile	U.M.	Smoală de cocserie	LP_0	LP_{01}	LP_1
Analiza tehnică :					
A^{anh}	%	0,5	0,75	0,15	0,10
$V^{anh'}$	%	60,2	60,6	60,9	58,6
K^{anh}	%	39,8	39,4	39,1	41,4
Analiza elementară :					
C	%	92,72	91,80	90,97	88,79
H	%	4,65	5,43	5,30	5,28
S_t	%	1,54	0,65	1,97	4,16
Insolubile în benzen	%	28,63	17,14	17,59	20,68
Indice Roga Pechiney	%	60	39,0	39,0	51,0
Carbon fix	%	56,3	45,0	45,2	48,6
Punct de înmuiere I.B.	°C	92,0	87,0	92,0	82,5
Analiza dilatometrică :					
a		30	30	40	40
b		230	295	220	170
T_1	°C	100	100	100	100
T_2	°C	115	115	125	135
T_3	°C	300	150	165	180
Umflare liberă		6	5 1/2	6	6

Din analiza caracteristicilor obținute la cei patru lianți rezultă:

— conținutul de sulf este ridicat la liantul provenit din amestecul celor două reziduuri de cracare catalitică, întrucît în cazul folosirii reziduului sulfuros LP_1 se poate ajunge la conținuturi de sulf mult superioare celui din smoala de cocserie;

— insolubilele în benzen la lianții petrolieri sînt inferioare celor din smoala de cocserie, fapt ce face ca valoarea carbonului fix să fie și ea diminuată;

— indicele Roga-Pechiney este redus la lianții petrolieri, însă nu se înregistrează variații față de materia primă supusă prelucrării prin tratament termic sub presiune;

— la analiza dilatometrică nu se înregistrează variații sensibile.

Se menționează că miscibilitatea lianților petrolieri (LP_0, LP_1) cu smoala de cocserie este perfectă în orice proporție, ceea ce dovedește asemănarea, respectiv compatibilitatea caracteristicilor componentelor lor.

Componenții rețetelor folosite la cocsificările de verificare a lianților au fost menținuți cei din experimentările curente, pentru a putea determina influența naturii liantului utilizat la brichetare.

În tabelul 3 se prezintă proporțiile componenților loturilor, caracteristicile fizico-chimice ale acestora, iar în tabelul 4, caracteristicile șarjelor folosite.

Randamentele de cocsificare, caracteristicile și calitatea cocsului obținut din aceste șarje în retorta Jenkner sînt redate în tabelul 5.

Aceste date arată că amestecul de lianți (petrolieri și de cocserie) se comportă în procesele de pregătire și cocsificare ca un singur component.

Tabelul 3

Componența loturilor și caracteristicile componenților

Nr. crt.	Denumirea loturilor	Indice / U.M.	Huilă de gaz, %	Huilă energetică, %	Semicocs, %	Cocs petrol, %	SC, %	LBP, %	LP_1
I.	Referință I	V_I	20	42	15	10	13	—	—
	Referință II	RB	20	42	15	10	13	—	—
	Experimental	V_{II}	20	42	15	10	6,5	6,5	—
	Experimental	V_{III}	20	42	15	10	—	13	—
	Experimental	E_1B	20	42	15	10	6,5	—	6,5
	Experimental	E_2B	20	42	15	10	—	—	13
II.	Analiza granulometrică :								
	3–2 mm	%	2,1	3,6	—	—	—	—	—
	2–1 mm	%	31,1	32,1	—	—	—	—	—
	1–0,5 mm	%	27,7	31,5	51,6	22,8	—	—	—
	0,5–0,2 mm	%	22,3	19,6	30,9	29,7	20,2	31,5	25,5
	–0,2 mm	%	16,8	13,2	17,5	47,5	79,8	68,5	74,5
III.	Analiza tehnică :								
	W	%	0,8	2,0	12	4,4	(–)	(–)	(–)
	A^{anh}	%	7,5	8,2	12,7	1,0	(–)	(–)	(–)
	V^{anh}	%	35,3	40,3	15,5	10,8	(–)	(–)	(–)
	K^{anh}	%	64,7	59,7	84,5	89,2	(–)	(–)	(–)
IV.	Indice Roga	%	30	3	—	(–)	(–)	(–)	(–)

Tabelul 4

Caracteristicile şarjelor

Caracteristicile	U.M.	Indicele şarjelor					
		V_I	RB	V_{II}	V_{III}	E_1B	E_2B
Analiza tehnică :				1,47	1,41	2,03	1,85
W	%	1,03	1,96	27,7	29,4	28,4	29,5
A^{anh}	%	27,0	28,2	6,9	6,9	6,7	9,3
V^{anh}	%	7,4	6,9	72,3	70,0	71,6	70,5
K^{anh}	%	73,0	71,8	1,8	1,9	2,21	2,50
S_t^{anh}	%	1,8	1,85	1	1	1	1
Umflare liberă		1	1	(−)	(−)	17	17
Indice Roga		(−)	14				
Analiza dilatometrică :							
a		15	20	16,7	20	10	15
b		−15	−20	−16,7	−20	−10	−15
T_1	°C	355	355	350	350	355	355
T_2							
T_3	°C	480	435	500	500	415	445

Tabelul 5

Randamentele de cocsificare şi caracteristicile cocsului obţinut

	Denumirea loturilor — indice —					
	Ref. I. V_I	Ref. II RB	Exper. V_{II}	Exper. V_{III}	Exper. E_1B	Exper. E_2B
Randamente la şarja anhidră :						
— cocs	69,9	72,0	68,9	69,3	71,0	70,0
— gudron + + apă pirogenetică	12,2	13,4	14,5	15,1	13,5	13,6
— gaz şi pierderi	17,9	14,9	16,6	15,6	14,9	15,8
Caracteristicile cocsului : %						
A^{anh}	10,6	11,6	10,0	9,9	10,2	10,4
V^{anh}	0,5	0,6	0,3	0,1	0,7	0,6
S_t^{anh}	1,91	1,86	1,98	1,98	2,02	2,22
Rezistenţa cocsului la toba Nedelmann :						
sub 1 mm	14,0	10,8	13,8	13,3	10,0	10,0
1—10 mm	1,8	4,1	4,6	4,8	4,0	3,0
peste 10 mm	81,2	85,0	81,6	81,9	86,0	87,0

Miscibilitatea celor doi componenţi, de natură diferită (LP_0, LP_{01}, LP_1 şi SC), s-a dovedit perfectă în orice proporţie.

Încercările efectuate (V_{III}) numai cu liant petrolier (LP_{01}) arată că aceste componente de natură petrolieră (provenite din prelucrarea celor două reziduuri de cracare catalitică) pot înlocui în condiţii optime smoala de cocserie, randamentul şi calitatea cocsului rămînînd neschimbate.

Randamentele în subproduse înregistrează însă unele variaţii cu natura liantului utilizat la brichetare.

Compoziţia gazului de cocserie este puţin influenţată de amestecul de lianţi, ea fiind dependentă practic numai de modul cum este condus procesul de cocsificare.

Experimentările ulterioare de cocsificare a brichetelor obţinute cu smoală petrolieră s-au realizat astfel :

Măcinarea cărbunilor s-a realizat sub 3 mm, a cocsului petrol şi a semicocsului, sub 1 mm, iar a liantului, sub 0,5 mm.

Ca liant la brichetare s-a utilizat amestecul de smoală de cocserie şi smoală petrolieră în diferite proporţii, înlocuindu-se smoala de cocserie cu liant petrolier atît parţial (50%), cît şi total, în vederea stabilirii influenţei liantului asupra calităţii cocsului.

Se menţionează că amestecul între lianţi şi între şarje a fost bun, procesul de omogenizare decurgînd normal.

Brichetele realizate după şarjele din tabelul 6 au avut greutatea specifică aparentă de 1,1 kg/dm³ şi caracteristicile fizico-mecanice ca la punctul 3 din acelaşi tabel.

Cocsul rezultat a fost răcit direct pe rampă şi apoi a fost supus determinărilor de rezistenţă. Caracteristicile cocsului sînt prezentate în tabelul 6.

Se menţionează că brichetele cocsificate formează aglomerate slabe care se desfac uşor, păstrîndu-şi forma. Nu au apărut lipituri pe pereţii cutiilor.

Între cele trei probe de smoală nu au apărut diferenţe la aspectul cocsului brichete.

Folosirea liantului petrolier, parţial sau integral, nu a dus la înrăutăţirea calităţii cocsului, dar a îmbunătăţit roaderea.

Brichetele crude au fost suficient de rezistente la manipulări, măruntul (sub 20 mm) în timpul transportului nedepăşind 1 %.

Randamentul în cocs nu a fost influenţat de amestecul de liant. În mod normal, la fabricarea cocsului brichete, pe baza cercetărilor anterioare şi a producţiei realizate, se foloseşte

Tabelul 6

Rezultatele cocsificării loturilor S_{I}, S_{II}, S_{III} de cocs brichete

	U.M.			
1. Indice lot		S_{I}	S_{II}	S_{III}
2. Componenţii :				
Huilă de gaz	%	20	20	20
Huilă energetică	%	42	42	42
Semicocs	%	15	15	15
Cocs petrol	%	10	10	10
SC	%	13	6,5	—
LP_{01}		—	6,5	13
3. Caracteristici brichete crude :				
Analiza tehnică :				
W	%	3,3	3,2	3,2
A^{anh}	%	7,9	7,9	8,1
V^{anh}	%	31,4	32,0	32,5
K^{anh}	%	68,6	68,0	67,5
S_t^{anh}	%	2,0	2,1	2,3
Analiza dilatometrică :	%			
a		21,6	20,0	20,0
b		−21,6	−20,0	−20,0
T_1	°C	360	360	360
T_3	°C	460	460	420
Umflare liberă		1	1	1
Indice Roga		16	14	15
Greutate specifică brichetă	kg/dm³	1,10	1,11	1,10
4. Caracteristicile cocsului brichete obţinut :				
Analiza tehnică :				
W_t	%	0,6	0,4	0,3
A^{anh}	%	13,3	13,3	13,6
V^{anh}	%	0,8	0,6	0,5
K^{anh}	%	99,2	99,4	99,5
S_t^{anh}	%	2,0	2,2	2,3
Rezistenţa cocsului :				
20 mm		89,6	82,6	92,4
20−10 mm		1,2	1,1	2,0
−10 mm		9,2	6,3	5,6

Tabelul 7

Caracteristicile smoalelor

Caracteristicile	Indicele probelor		
	SC_1	SC_2	S_{import}
Analiza tehnică, % :	—	—	—
W_t	53,9	51,0	58,7
V^{anh}			
A^{anh}	0,13	0,23	0,12
K^{anh}	46,1	49,0	41,3
S_t^{anh}	0,87	0,91	0,57
Analiza elementară :			
C^{anh}	93,08	92,52	92,53
H^{anh}	4,41	4,08	4,55
$(O + N)^{anh}$	1,51	2,28	2,28
Punct de înmuiere I.B., °C	88,5	89,0	86,5
Insolubile în benzen, %	31,81	33,73	21,06
Insolubile în chinolină, %	12,76	17,07	6,34
Capacitate de liere (4) — (5), %	19,05	16,66	14,72
Carbon fix, %	54,7	55,9	48,1
Indice Roga Pechiney	77,0	70,0	69,0
Umflare liberă	4,0	4.0	4 1/2
Randamente la cocsificare, % :			
Cocs	48,9	50,5	40,6
Gudron + apă	25,5	24,5	21,2
Gaze + pierderi	25,6	25,0	38,2
Comportare la măcinare	bună	bună	bună

Tabelul 8

Caracteristicile optime pentru smoala de cocserie şi lianţii petrolieri

Caracteristicile	Valori optime	Condiţii calitative pentru smoala de cocserie, %	Condiţii calitative pentru lianţi petrolieri, %
Analiza tehnică :			
V^{anh}	50−55	max. 55	max. 60
A^{anh}	sub 0·5	max. 0,5	(−)
S_t^{anh}	sub 1	max. 1	max. 2,5
Analiza elementară, % :			
C^{anh}	peste 90	(−)	min. 90
H^{anh}	sub 5	(−)	max. 6
Insolubile în benzen, %	peste 30	min. 28−29	min. 17
Insolubile în chinolină, %	sub 12	max. 12	(−)
Capacitate de liere, %	peste 17	min. 16	(−)
Punct de înmuiere I.B., °C	80−90	80−90(min. 75°)	80−90
Randament de cocs	45	min.45	(−)
Carbon fix	(−)	(−)	min.45

ca liant smoală de cocserie normală, tip *B*, în proporţie de 13−14 % din şarja de brichetare.

În cursul ultimilor ani la fabricaţia de cocs brichete s-a utilizat, la un moment dat, ca liant, pe lîngă smoalele de cocserie tip *B*, produse în ţară, şi o smoală din import (tab. 7). Caracteristicile acestei smoale de import urmărite pe întregul lot au arătat că :

— conţinutul în materii volatile a variat de la 50 la 60%, iar media volatilelor la smoala din import a fost de 61,7 % ;

— conţinuturile de sulf şi cenuşă la toate probele au fost sub 1 % ;

— punctul de înmuiere a variat între 85 şi 90°C, fiind în medie de 8,65°C la smoalele din import ;

— conţinutul de insolubile în benzen şi în chinolină a înregistrat variaţii mari la proba S_{import} faţă de probele de smoală (SC_1, SC_2) de cocserie din ţară ; capacitatea de liere a fost redusă la proba S_{import}(I_B − I_{ch} = 14,72 % faţă de 19,05 % la proba SC_1) ;

— randamentele de cocsificare au variat sensibil la o probă S_{import} faţă de probele SC_1 şi SC_2 şi mai ales randamentul în gaze, ceea ce arată că probele de smoală sînt de calitate diferită, probele de smoală SC_1 şi SC_2 fiind smoale tipice de cocserie, iar proba S_{import} este, după toate aparențele, un amestec de smoală ,,tare'' cu un ulei greu (o smoală ,,fluxată'' cu 5–10% ulei).

Analizînd toate datele disponibile, pentru o smoală de cocserie utilizabilă ca liant la obținerea cocsului brichete ICEM se cer caracteristicile din tabelul 8.

Pe baza experimentărilor de obținere a cocsului brichete, utilizînd și lianți de natură petrolieră, pentru aceștia se cer caracteristicile din ultima coloană din tabelul 8.

Concluzii

Din cercetările efectuate rezultă că pentru obținerea unui cocs brichete de calitate trebuie să se lucreze cu smoală de cocserie, care să corespundă cerințelor din tabelul 8, putîndu-se folosi în amestec cu această smoală și lianți petrolieri cu caracteristicile prevăzute în același tabel.

În nici un caz nu se pot accepta, la fabricarea cocsului brichete ICEM, smoale fluxate sau smoale de cocserie cu materii volatile peste 55% și cu capacitate de liere sub 16–17%.

Datele obținute și, în special, cele referitoare la cerința unei valori mai mici pentru randamentul de volatile al smoalei de cocsificare folosite, respectiv necesitatea asigurării unui rezidu de cocs cît mai mare provenit din liant în bricheta cocsificată, confirmă corelația care există între calitatea liantului și cea a cocsului obținut.

Volatilele minime asigură cantitate suficientă de material în rețeaua de cocs, care înglobează și leagă celelalte materiale mai mult sau mai puțin inerte, eventual cărbunele crud, semicocs și cocs petrol, acțiunea în acest sens a liantului completînd și, în mod sigur, întărind acțiunea huilei aglutinante folosite ca adaos în șarja cocsului brichete. Calitatea rețelei de cocs provenită din liant este determinată conform cu datele experimentale obținute de capacitatea de liere, adică de diferența dintre valoarea-proporția de materiale insolubile în benzen și cele insolubile în chinolină. Deși viteza de carbonizare la cocsul brichete este mult mai mare decît viteza de realizare a ,,coacerii'' la diferite produse cărbunoase, totuși se poate accepta că influența acestor insolubile – ,,rășini'' – este de același tip.

În orice caz, smoalele de origine cărbunoasă sau de origine petrolieră trebuie să asigure la cocsificarea brichetelor o bună parte din rețeaua dură de cocs, care dă rezistența cocsului brichete produs.

,,Microaglutinarea'' în masă a cocsului brichete ICEM, care îi dă rezistența comparabilă cu cea a cocsului clasic, este rezultanta acțiunii reciproce a materialelor neaglutinante, a huilei aglutinante și a liantului folosit, dar în aceasta din urmă acțiunea specifică optimă este condiționată de asigurarea caracteristicilor menționate (randament de cocs, capacitate de liere).

* * *

Cercetări pe model privind influența regimului de suflare a oxigenului asupra scoaterii de oțel lichid la convertizoarele cu oxigen

Prof. dr. ing. N. Murguleț, ing. Vasilica Dina, ing. A. Nicolae, ing. Gh. Voicu
Institutul politehnic–București
ing. Al. Georgescu
C.S. Galați

CZ : 669.184.244.86 : 65.011.4

Unul din parametrii principali asupra căruia se poate acționa în vederea creșterii indicatorilor tehnico-economici la elaborarea oțelului în convertizor îl constituie scoaterea de oțel pe tona de încărcătură.

În timpul procesului de elaborare în convertizorul cu suflare pe sus au loc însemnate pierderi de oțel concretizate prin :

— pierderi prin praful care ia naștere la suprafața de reacție dintre oxigen și baia metalică ;

— pierderi prin împroșcare în momentul impactului dintre jetul de oxigen și suprafața băii metalice.

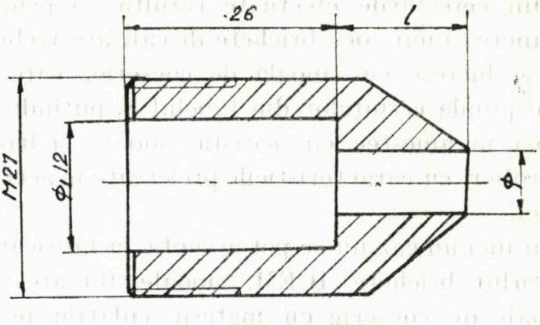
Preocupări în direcția reducerii pierderilor de metal la procedeul de elaborare a oțelului în convertizor există pe plan mondial, dar au în atenție îndeosebi pierderile prin praful antrenat de gaze [1], [2].

Pierderea de metal datorită împroșcării este destul de semnificativă, motiv pentru care nu poate fi neglijată. Astfel, în momentul cînd jetul de oxigen întîlnește baia metalică cu o forță mai mare sau mai mică (funcție de viteza sau intensitatea de suflare) de pe suprafața acesteia se desprinde o însemnată cantitate de stropi. O parte din aceștia capătă o viteză atît de mare, încît presiunea lor dinamică devine mai mare decît presiunea atmosferei cuptorului și chiar a jetului, reușind în felul acesta să părăsească convertizorul, reprezentînd o cantitate însemnată de material care se pierde.

Factorii care determină generarea de picături sînt determinați de regimul de suflare a oxigenului : înălțimea de suflare, caracteristicile geometrice ale jetului (diametru, formă, unghi de evazare), viteza jetului, implicit cantitatea de mișcare a jetului, orientarea jetului în raport cu suprafața băii lichide.

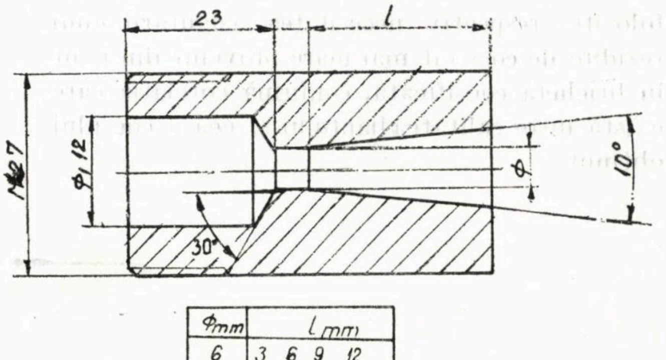
Cercetările efectuate au fost orientate în direcția stabilirii parametrilor optimi ai regimului de suflare (caracteristici geometrice ale ajutajelor, care de fapt imprimă caracteristicile geometrice ale jetului, înălțimea de suflare), așa încît să se obțină o cantitate de oțel pierdută prin stropi cît mai mică, în condițiile în care să nu fie influențați alți factori în mod negativ (adîncimea de pătrundere a jetului, gradul de agitare a băii).

Experimentările de laborator s-au efectuat într-un recipient care înlocuiește convertizorul, baia metalică fiind reprezentată de apă. Suflarea se realizează cu aer la presiuni pînă la 5 bar, printr-o lance prevăzută cu un cap care permite montarea pe rînd a diferite ajutaje, diferențiate între ele prin formă și dimensiuni (fig. 1 și 2).



φ mm	l mm			
6	3	6	9	12
7	3,5	7	11,5	14

Fig. 1. Ajutaj cilindric



φ mm	l mm			
6	3	6	9	12
7	3,5	7	11,5	14

Fig. 2. Ajutaj conic divergent

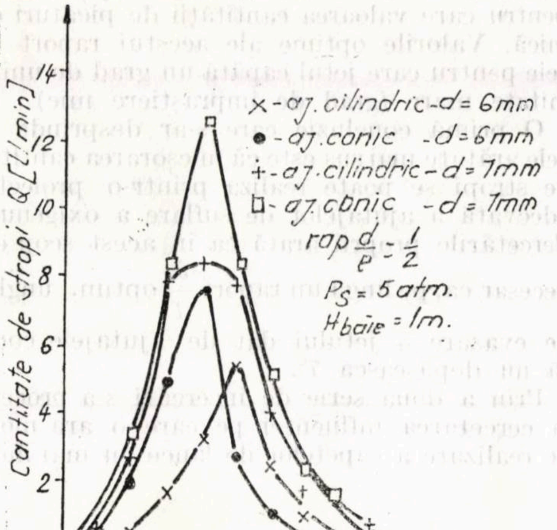
De asemenea s-au efectuat experimentări cu capete de lance, prevăzute cu cîte trei ajutaje, montate fie convergent, la unghiuri de 10 și 20°, fie divergent la aceleași unghiuri.

Picăturile au fost colectate pe un jgheab situat în partea superioară a recipientului.

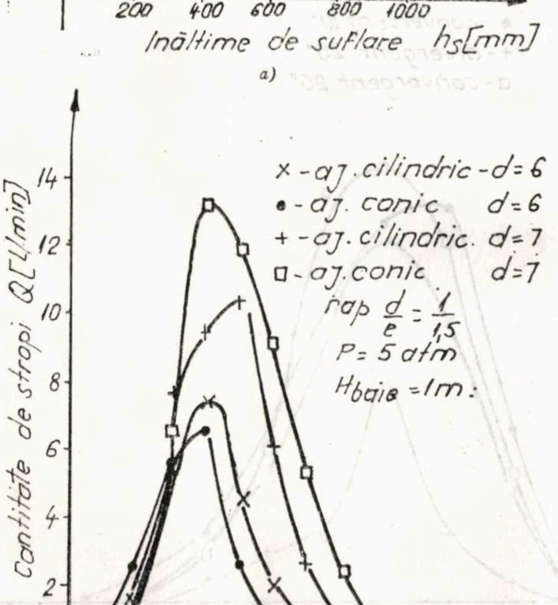
S-au efectuat mai întîi încercări pentru stabilirea corelației : înălțime de suflare h_s — tip ajutaj, cantitate de stropi Q, în condițiile menținerii constante a adîncimii băii lichide H_b și a presiunii de suflare P_s, continuate de cercetarea modificării cantității de stropi în funcție de caracteristicile constructive ale ajutajelor. Datele experimentale obținute în acest sens sînt prelucrate grafic prin diagramele prezentate în figurile 3–4.

Apoi s-a trecut la cercetarea variației cantității de stropi, în funcție de modul de așezare a ajutajelor în capetele de lance cu număr sporit de ajutaje.

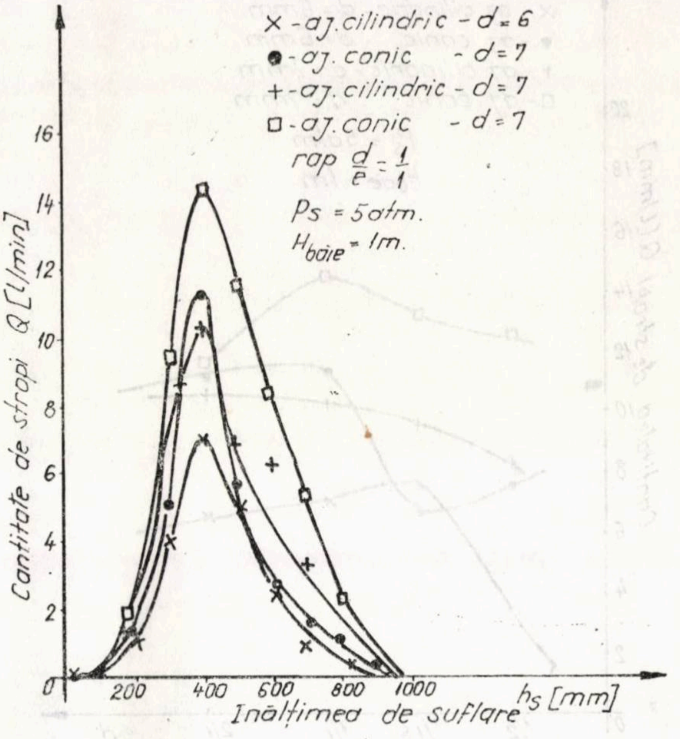
Prin prima serie de încercări se constată că, pînă la o anumită valoare a înălțimii de suflare, cantitatea de stropi crește în toate cazurile, după care începe să scadă, ajungînd la valoarea zero, în momentul în care înălțimea de suflare se apropie de valoarea lungimii maxime a jetului liber, situație explicabilă prin faptul că în aceste condiții viteza jetului la suprafața băii devenind foarte mică energia acestuia scade sub valoarea celei capabile să creeze picături.



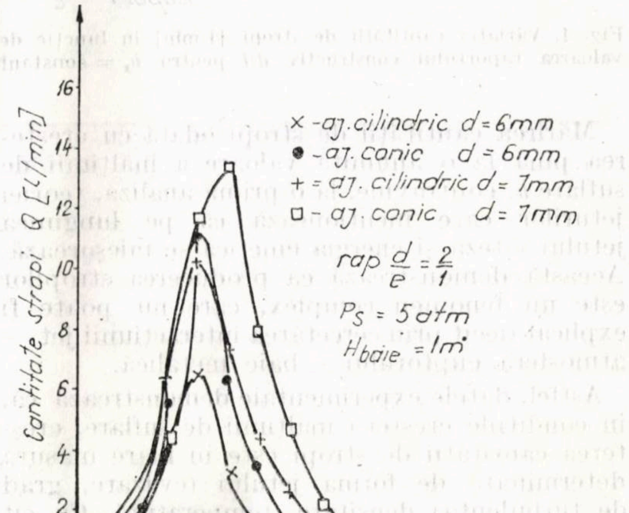
a)



b)



c)



d)

Fig. 3. Variația cantității de stropi [l/min] în funcție de înălțimea de suflare pentru cele două tipuri de ajutaje: a) $\frac{d}{l} = \frac{1}{2}$; b) $\frac{d}{l} = \frac{1}{1,5}$; c) $\frac{d}{l} = \frac{1}{1}$; d) $\frac{d}{l} = \frac{2}{1}$

Luînd în considerare ramura crescătoare a curbelor, se constată că masa picăturilor crește cu creșterea înălțimii de suflare (fig. 3) în mod diferit pentru fiecare tip de ajutaj și în condițiile menținerii constante a presiunii de suflare P_s și a înălțimii băii H_b.

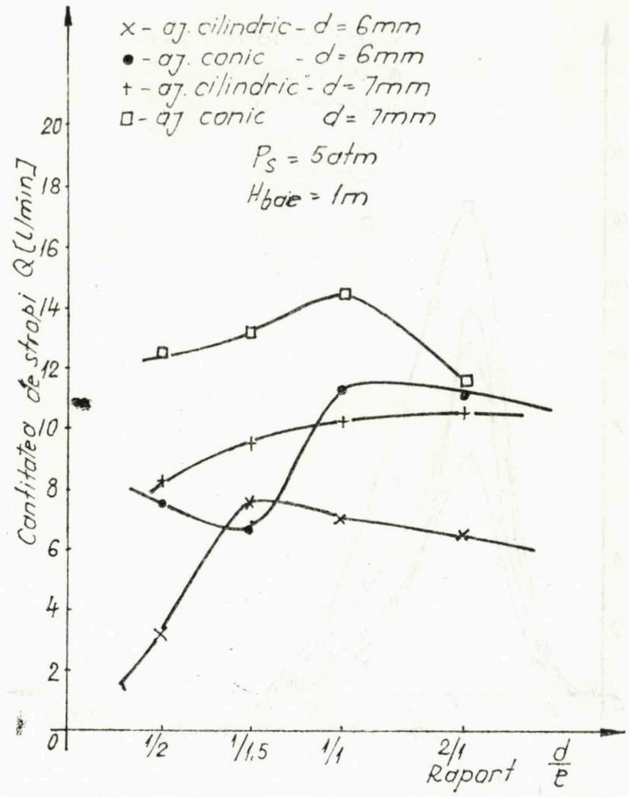


Fig. 4. Variaţia cantităţii de stropi [l/min] în funcţie de valoarea raportului constructiv d/l pentru h_s = constant

Mărirea cantităţii de stropi odată cu creşterea pînă la o anumită valoare a înălţimii de suflare h_s contravine, la o primă analiză, teoriei jeturilor care menţionează că pe lungimea jetului viteza şi energia cinetică se micşorează. Aceasta demonstrează că producerea stropilor este un fenomen complex, care nu poate fi explicat decît prin cercetarea interacţiunii jet — atmosfera cuptorului — baie metalică.

Astfel, datele experimentale demonstrează că, în condiţiile creşterii înălţimii de suflare, creşterea cantităţii de stropi este în mare măsură determinată de forma jetului (evazare, grad de turbulenţă) densitate, temperatură. Cu cît creşte înălţimea de suflare, cu atît creşte gradul de evazare a jetului şi mai ales gradul de turbulenţă, dată fiind distanţa mare pe care au loc frecări între jet şi atmosfera cuptorului.

De asemenea, la periferia jetului viteza scade cu creşterea gradului de evazare a jetului, presiunea dinamică în acest caz devenind mai mică decît aceea a picăturilor desprinse de pe suprafaţa băii.

Prin urmare este uşor de înţeles de ce ajutajele cilindrice sau cele conice, cu unghiuri de evazare foarte mici ($\alpha \leqslant 7°$), dau cantităţi de stropi mai mici decît ajutajele divergente, cu unghiuri de evazare peste 7°.

Pentru aceeaşi înălţime de suflare şi păstrînd în continuare ceilalţi factori (P_s şi H_b) constanţi, se constată că, la valori $\frac{d}{l} = \alpha$, cu creşterea diametrului ajutajului creşte cantitatea de picături, lucru de aşteptat deoarece, odată cu mărirea secţiunii, creşte debitul masic, ceea ce determină în final mărirea cantităţii de mişcare şi a energiei cinetice.

Şi în aceste condiţii ajutajele cilindrice sau cele divergente cu unghiuri foarte mici se dovedesc a fi mai bune.

Din figura 4 se constată că şi lungimea ajutajului, de fapt raportul dintre diametru şi lungime, influenţează cantitatea de picături.

Astfel la valori mici ale raportului d/l se obţine o cantitate mică de picături, existînd chiar şi pentru ajutajele divergente, cu unghiuri de evazare mai mari, valori ale raportului d/l, pentru care valoarea cantităţii de picături este mică. Valorile optime ale acestui raport sînt cele pentru care jetul capătă un grad de uniformitate mare (grad de împrăştiere mic).

O primă concluzie care s-ar desprinde din cele arătate mai sus este că micşorarea cantităţii de stropi se poate realiza printr-o proiectare adecvată a ajutajelor de suflare a oxigenului. Cercetările proprii arată că în acest scop este necesar ca, pe lîngă un raport $\frac{d}{l}$ optim, unghiul de evazare a jetului dat de ajutajele conice să nu depăşească 7°.

Prin a doua serie de încercări s-a procedat la cercetarea influenţei pe care o are modul de realizare a capetelor de lance cu mai multe

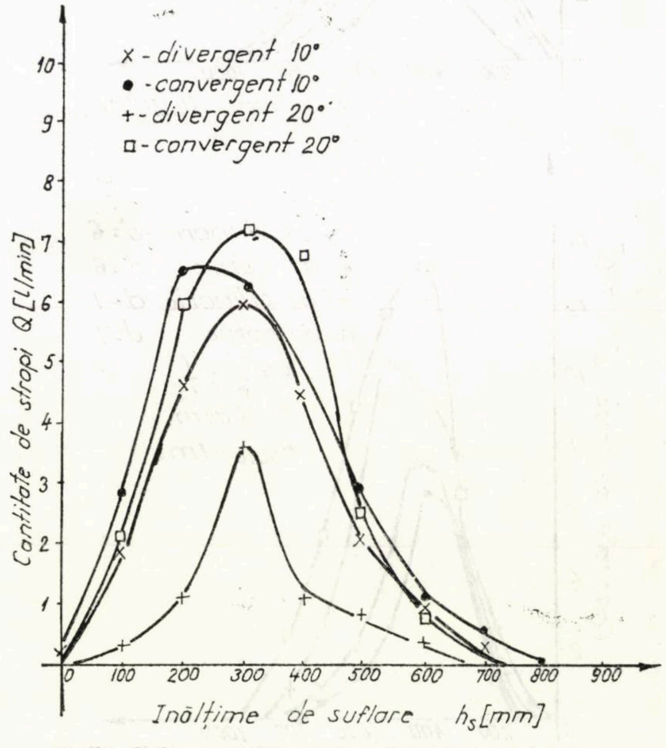


Fig. 5. Influenţa înălţimii de suflare şi a modului de aşezare a ajutajelor în capul de lance asupra cantităţii de stropi

ajutaje asupra formării stropilor. Astfel, se constată (fig. 5) că modul de variaţie a cantităţii de picături cu înălţimea de suflare este acelaşi ca şi pentru un singur ajutaj, dar valorile acestor cantităţi sînt mult mai mici, chiar şi faţă de cele obţinute cu ajutajele cilindrice, lucru care se datorează faptului că, întrepătrunzîndu-se, jeturile opun o mai mare rezistenţă picăturilor care iau naştere, nepermiţîndu-le părăsirea recipientului.

De asemenea, unghiul sub care sînt dispuse ajutajele are o influenţă deosebită. În cazul cercetărilor efectuate, unghiul optim s-a dovedit a fi în jur de 20°, cu montare divergentă. Faptul că odată cu creşterea unghiului de dispunere a ajutajelor scade cantitatea de picături se explică prin aceea că în condiţiile creşterii unghiului o mare parte din picături sînt proiectate spre pereţii interiori ai convertizorului şi chiar dacă din aceştia o altă parte se lipeşte de pereţi, totuşi o cantitate însemnată revine în baia metalică. La unghiuri mai mari de 20° scade şi mai mult cantitatea de stropi evacuaţi din convertizor, dar în acelaşi timp scade atît adîncimea de pătrundere a jetului, cît şi gradul de agitare a băii lichide. Este deci recomandabil ca la proiectarea capetelor de lance cu mai multe ajutaje dispuse divergent unghiul de divergenţă să crească de la 10° (cît se practică în mod curent) la 15–18°.

BIBLIOGRAFIE

[1] Kricevtov, E. A. *Regimul optim de suflare la convertizoarele cu oxigen*. În: Stal, nr. 7, 1974.

[2] Kvitko, M. P. *Despre formarea prafului în convertizoarele cu oxigen la mărirea intensităţii de suflare*. În: Stal, nr. 11, 1970.

[3] Rău, Al. şi Tripşa, I. *Metalurgia oţelului*. Bucureşti, Ed. didactică şi pedagogică, 1973.

◆

DOCUMENTARE

Economiile de energie ale siderurgiei japoneze

În afara economiilor de energie obţinute prin dezvoltarea turnării continue, patru mari producători de oţel japonezi (cu excepţia societăţii Sumitomo Metals Industries) şi-au propus să reducă, în cursul semestrului II al anului fiscal 1979, în medie cu 15,4 % (faţă de anul precedent) volumul injectărilor de păcură la furnale. Reducerea injectării de păcură la furnale trebuie să atragă după sine o reducere considerabilă a consumului global de combustibil lichid la uzinele siderurgice, deoarece el reprezintă în prezent jumătate din consumul total de combustibil lichid al siderurgiei japoneze. Producătorii sînt decişi să reducă acest consum de păcură la furnale, chiar cu riscul unei măriri a consumului de cocs. În cursul semestrului II, la cei patru mari producători de oţel, injectările medii de păcură la furnal ar trebui să scadă la 35,5 kg/t fontă. Aceasta ar reprezenta o reducere de 38 % în raport cu consumul mediu de 58 kg, înregistrat în cursul anului fiscal 1973. Nippon Steel îşi propune să reducă injectările de păcură, în cursul semestrului II al exerciţiului fiscal în curs, cu 22,1 % la tona de fontă în comparaţie cu exerciţiul fiscal precedent. Consumul de combustibil (cocs şi păcură la tona de fontă) la Nippon Steel a scăzut de la 489 kg în cursul exerciţiului fiscal 1973 la 455 kg în cursul trimestrului aprilie-iunie 1979, adică a prezentat o reducere de 7 %.

La furnalul nr. 3 al uzinei Nippon Kokan de la Fukuyama, un consum record de cocs şi păcură (428 kg) a fost înregistrat în ianuarie 1979. Această cifră este inferioară cu 157 kg, adică 26,8 %, consumului de cocs al siderurgiei americane în 1978. Furnalul nr. 6 al uzinei Kawasaki de la Chiba a realizat tot un record de consum de cocs şi păcură, cu 429 kg/t fontă.

Dealtfel, marii producători japonezi au prevăzut instalarea a 13 noi generatoare utilizînd gazul de contrapresiune de la furnale, în cursul anului 1979, mărind numărul de generatoare utilizînd gazul de contrapresiune la 23, adică o treime din toate furnalele japoneze.

Un exemplu de economii de energie îl prezintă cazul laminorului la rece al uzinei de la Kashima (Sumitomo Metals Industries). La acest laminor energia consumată a scăzut de la 971,5 × 10^3kcal/t în 1974 la 514,7 × 10^3kcal/t în 1978 (anul fiscal japonez) şi chiar la 481,0 × 10^3kcal/t în iulie 1979. Acest rezultat a fost obţinut prin:

— o campanie de economisire a energiei în rîndul personalului;

— reducerea consumului de electricitate/t printr-o îmbunătăţire a condiţiilor de laminare, a aparatajului de manipulare pentru diminuarea pierderilor prin frecare, îmbunătăţirea lubrifierii;

— reducerea consumului la cuptoarele de recoacere prin perfecţionarea recuperatoarelor, a amestecului aer-gaz (analize frecvente), mărirea încărcăturii cuptoarelor de la 390 la 420 t;

— recuperarea vaporilor de la băile de electroliză.

În : *Revue de métallurgie ,Franţa, nr. 11, 1979, p. 773–774*

Cercetări japoneze în legătură cu necesarul de minereu de fier pentru anii 80

Uzinele japoneze au întocmit o situaţie privind necesarul şi oferta de minereu de fier, în cadrul căreia s-au analizat următoarele:

— dezvoltarea producţiei siderurgice;
— perspectivele aprovizionării cu minereu de fier;
— situaţia necesarului şi aprovizionării în alte ţări;
— proiecte noi privind minereul de fier.

Uzinele japoneze prevăd pentru anul 1985 o producţie de oţel brut între 120 şi 130 mil. t. Aprovizionarea cu minereu de fier este asigurată în funcţie de contractele încheiate. Se consideră că aprovizionarea pînă în anul 1990 nu este periclitată. Dacă pînă la acea dată nu se va realiza un nou proiect mare, există pericolul unei limitări a rezervelor pe plan mondial, deoarece în următorii 5–10 ani unele mine vor fi epuizate.

Importurile japoneze de minereu de fier se ridică la cca 40 % din volumul total la această materie primă. Deschiderea de noi mine de minereu de fier se va face numai dacă Japonia sau ţările Comunităţii Europene vor lua această iniţiativă. Consumatorii vor trebui să coreleze din timp planurile acestui proiect cu situaţia pe piaţa mondială.

În : *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 2, 1980, p. 80*

◆

Posibilităţi de fabricaţie a oţelului marca OLC45AT în cuptoare electrice de 100 t

Dr. ing. C. Catrinoiu
Combinatul siderurgic—Hunedoara

CZ : 669.18 : 669.041.38

Oţelul de marcă OLC45AT este definit prin STAS 8580-74, dar în procesul de fabricaţie cu diferite agregate de elaborare, pînă la stabilirea tehnologiei de fabricaţie, creează probleme privind realizarea punctajului prescris de incluziunile nemetalice, mărimea de grăunte austenitic şi duritatea la proba de călibilitate frontală Jominy, pentru distanţele de 5 şi 7 mm de la capătul epruvetei călite. Marca OLC45AT este similară cu OLC45X privind conţinuturile tuturor elementelor chimice ; în plus la oţelul OLC45AT se prescrie adaos de bor în procent de 0,001—0,003 %, iar elementele aluminiu, titan sau vanadiu sînt utilizate pentru dezoxidarea şi reglarea mărimii de grăunte austenitic. Datorită marii afinităţi a borului pentru azot şi oxigen, a aptitudinii sale de a intra în substituţie cu carbonul în carburi, o mare parte din borul total prezent în oţel se găseşte combinat sub formă de diverşi oxizi, nitruri şi carburi de bor. Dificultăţile de fabricaţie a acestui oţel sînt specifice familiilor de oţeluri microaliate cu bor, la care nici în prezent nu se cunosc toate influenţele acestui element de aliere şi modul cum pot fi dirijate procesele de fabricaţie pentru a obţine caracteristicile dorite pe produsul finit [1], [2]. Borul prezent în oţelul de marcă OLC45AT se întîlneşte sub formă de „bor solubil" (borul dizolvat în ferită, carburile de bor şi oxizii de bor) [3] şi „bor insolubil" constituit în special din nitruri de bor.

Se ştie la ora actuală că există un conţinut optim de „bor solubil" care conduce la creşterea maximă a călibilităţii, acesta fiind în domeniul 0,0015—0,0020 pentru oţelul de marcă OLC45AT. Conţinutul de „bor insolubil" este cu atît mai mare, cu cît conţinutul de azot este mai mare. Efectul de călire a borului dispare dacă fracţia „bor insolubil" creşte în detrimentul fracţiei „bor solubil". Prezenţa unei cantităţi de „bor insolubil" în jur de 0,001—0,0015 % conduce la creşterea tenacităţii oţelurilor microaliate cu bor, aceasta fiind explicaţia că la oţelul electric tenacitatea mărcii OLC45AT este mult mai bună decît în cazul oţelului elaborat în cuptoare Martin. Legarea integrală a azotului de titan împiedică practic tot procesul de control al grăuntelui austenitic, acesta fiind motivul pentru care nu este indicat a se adăuga o cantitate prea mare de ferotitan la elaborarea mărcii OLC45AT în cuptoarele electrice.

Raportul „bor solubil"/„bor insolubil" este determinat de conţinutul de azot liber al oţelului şi, ca urmare, de conţinutul în elemente capabile de a da nitruri, ca titanul şi aluminiul. Din practica elaborării oţelului de marcă OLC45AT prin procedeele Martin şi în cuptoarele electrice, s-a constatat că procedeul electric a fost acela cu ajutorul căruia se poate realiza un oţel cu călibilitate ridicată şi totodată tenace, datorită prezenţei azotului în procent mai mare la procedeul electric (aproximativ 0,0090 %) faţă de cel Martin (aproximativ 0,0035 %).

În cuptoarele electrice de 100 t s-a încercat elaborarea oţelului de marcă OLC45AT, utilizîndu-se ferovanadiul pentru completarea dezoxidării şi a reglării mărimii grăuntelui de austenită, însă la probele de călibilitate s-a constatat că durităţile la 5 şi 7 mm nu se mai obţin în prescripţiile STAS-ului, ci mult mai mici, aproape că nici nu mai era diferenţă între acest oţel şi oţelul de marcă OLC45X în ceea ce priveşte călibilitatea. Scăderea substanţială a călibilităţii în cazul oţelurilor aliate cu bor, la care nu s-a făcut alierea prealabilă cu elemente ce pot lega azotul, a făcut ca majoritatea borului să se găsească sub formă de „bor insolubil", observîndu-se o creştere substanţială a limitei de curgere, alungirii şi rezilienţei, deci oţelul a fost mult mai tenace decît cel elaborat în cuptoarele Martin. Valori scăzute ale durităţii la distanţa de 5 şi 7 mm pe epruvetele călite frontal s-au obţinut la toate şarjele elaborate în cuptoarele electrice cu adaos de ferovanadiu la oală, pentru procente de 0,001 pînă la 0,003 % bor total în oţel. Trecîndu-se la elaborarea oţelului de marcă OLC45AT cu adaos de ferotitan la oală, în procent de 0,01—0,04 %, s-a constatat că a crescut mult pătrunderea de călire faţă de cazul cînd se folosea ferovanadiu.

La şarjele cu conţinuturi mici de titan (sub 0,02 %) şi de bor (sub 0,002 %), călibilitatea nu s-a realizat corespunzător la distanţele de 7, 9 şi 11 mm de la capătul epruvetei, pentru şarjele care aveau conţinut de azot mai mare (peste 0,007 %). În diagramele prezentate în figurile 1—10 sînt prezentate variaţiile elementelor C, Mn, Si, P, S, Cr, Ni, Cu, Sn şi Al pentru toate şarjele de OLC45AT experimentate prin folosirea de adaos tehnologic a ferotitanului, iar în tabelul 1 se prezintă parametrii statistici principali ai fiecărui element chimic în parte.

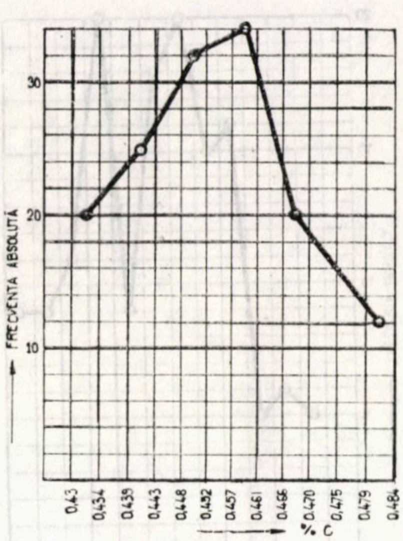


Fig. 1. Diagrama de variație a conținutului de carbon

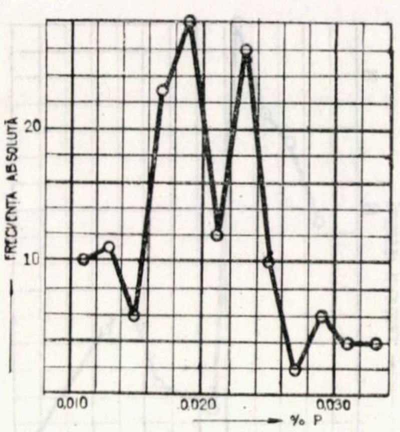


Fig. 4. Diagrama de variație a conținutului de fosfor

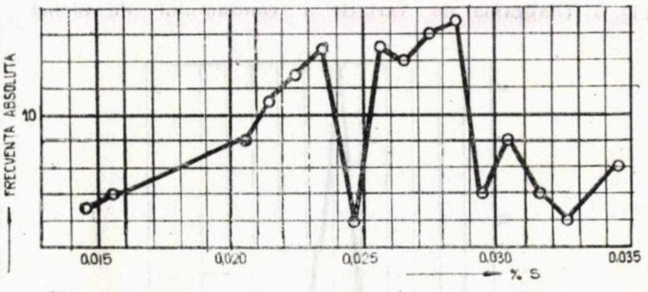


Fig. 5. Diagrama de variație a conținutului de sulf

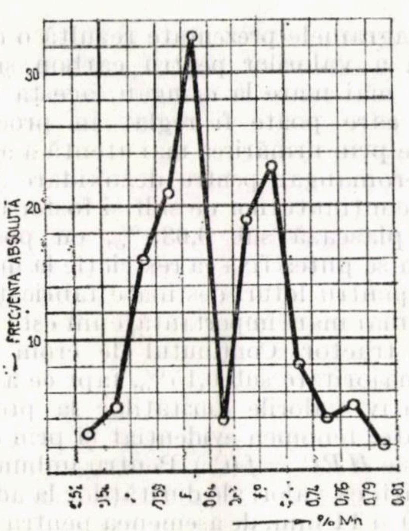


Fig. 2. Diagrama de variație a conținutului de mangan

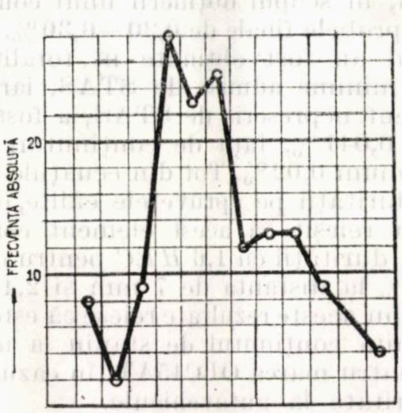


Fig. 3. Diagrama de variație a conținutului de siliciu

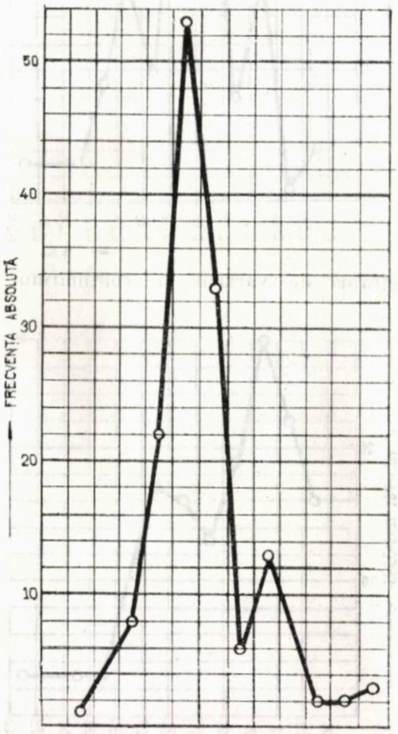


Fig. 6. Diagrama de variație a conținutului de crom

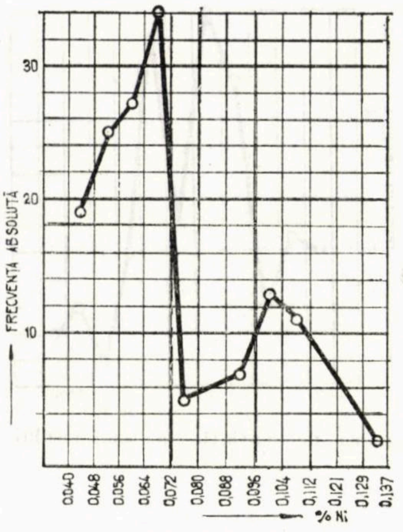


Fig. 7. Diagrama de variație a conținutului de nichel

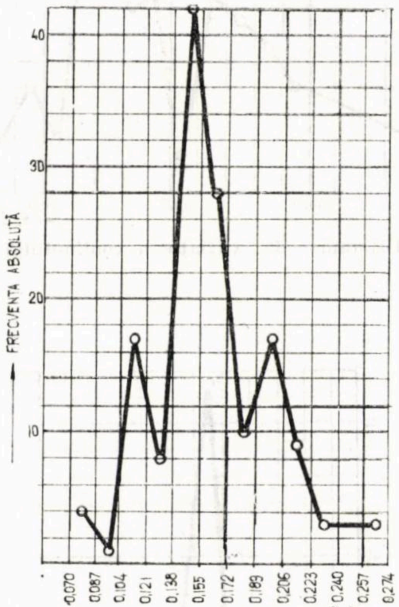


Fig. 8. Diagrama de variație a conținutului de cupru

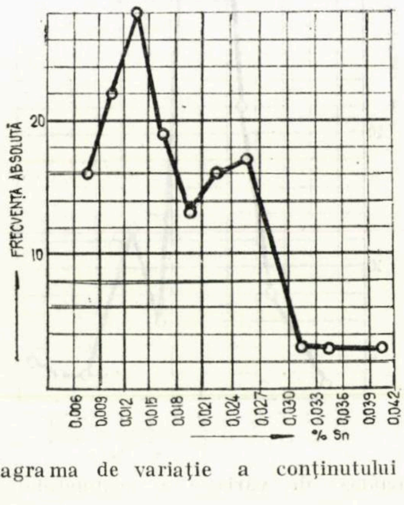


Fig. 9. Diagrama de variație a conținutului de staniu

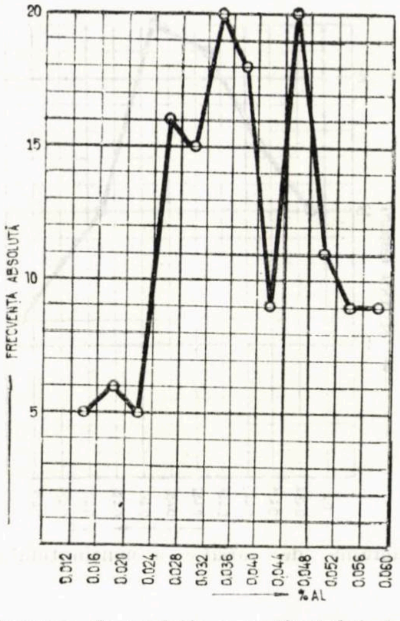


Fig. 10. Diagrama de variație a conținutului de aluminiu

Din diagramele prezentate rezultă o distribuție bună a valorilor pentru carbon și siliciu, dispersie mai mare la mangan, acesta fiind un element care poate fi reglat în procesul de fabricație prin urmărirea mai atentă a adaosurilor de feromangan pentru dezoxidare și aliere. Valorile conținuturilor de sulf și fosfor în totalitate se plasează sub 0,035 %, cu posibilități reale de a se putea fixa ca restricție la maximum 0,030 % pentru loturi destinate fabricației unor piese de mai mare importanță, cum este arborele cotit de tractor. Conținutul de crom realizat este în majoritate sub 0,15 %, fapt ce a influențat negativ valorile durităților la probele de călibilitate, fenomen evidențiat și prin ecuațiile de regresie $HRC = f\,(\mathrm{Cr})$. Pentru îmbunătățirea călibilității ca valori ale durităților la adîncimile de 5, 7, 9 și 11 mm, de asemenea pentru îngustarea benzii de călibilitate în acest domeniu, poate fi luată în considerare în viitor și o tehnologie de fabricație cu mici adaosuri de ferocrom, în scopul obținerii unui conținut de crom în probele finale de 0,20–0,30 %. Nichelul și cuprul au fost obținute în totalitate sub valorile minime admise de STAS, iar staniul, ca element neprescris de STAS, a fost realizat pînă la 0,041 %, față de conținuturi normale de maximum 0,02 %. Tot din ecuațiile de regresie ale durității pe epruvetele călite, în funcție de Sn, a reieșit că acest element conduce la scăderea durității cu 1,6 *HRC* pentru o creștere de 0,01 % la distanța de 7 mm și 2,4 *HRC* la 9 mm. Din aceste rezultate reiese că este necesar a se limita conținutul de staniu la maximum 0,020 pentru marca OLC45AT, în cazul pieselor de securitate la autovehicule.

Pentru conținutul de aluminiu s-au obținut valori destul de dispersate, datorită granulației

Tabelul 1

Elem. chim.	Parametrii statistici principali								
	N	$\overline{X}$	*M*	*Xc*	*R*	*Mo*	S^2	*S*	*Cv*
C	143	0,45	0,46	0,45	0,05	0,46	0,00021	0,0147	3,24
Mn	143	0,65	0,65	0,65	0,07	0,66	0,00355	0,0596	9,19
Si	143	0,28	0,27	0,28	0,05	0,23	0,0011	0,0332	11,74
P	143	0,020	0,0209	0,021	0,023	0,021	0,000028	0,00533	25,95
Cr	143	0,085	0,07	0,083	0,123	0,04	0,0008	0,028	33,6
Ni	143	0,068	0,044	0,085	0,09	0,051	0,00049	0,022	32,21
Cu	143	0,160	0,122	0,165	0,19	0,046	0,0013	0,036	22,70
Sn	143	0,018	0,016	0,023	0,034	0,013	0,000053	0,0073	40,93
Al	143	0,038	0,037	0,035	0,045	0,036	0,000128	0,0113	29,89

diferite a acestuia la adăugarea în oțel, precum și a tehnicii de adaos în oală, diferită între echipele de oțeluri.

Variațiile acestea așa de mari ale aluminiului conduc și la variații ale mărimii de grăunte, de asemenea ale călibilității, de aceea ar fi

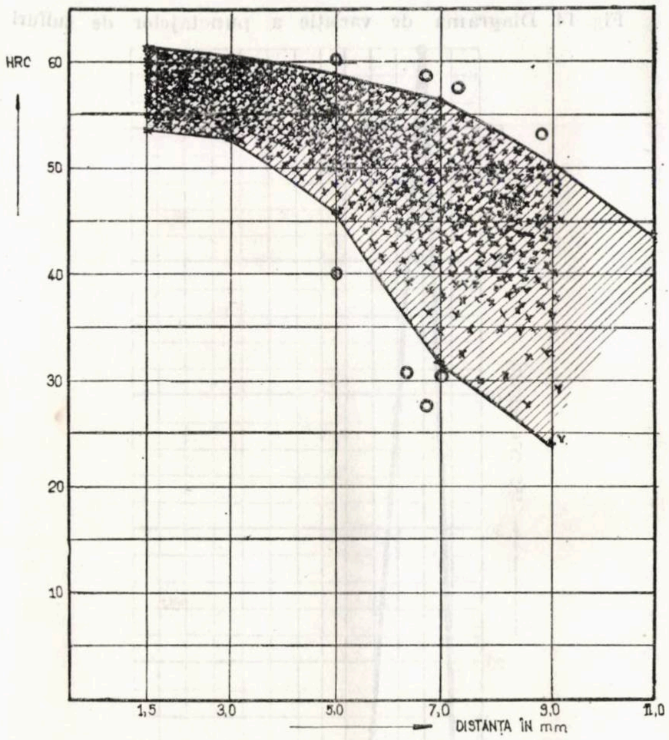


Fig. 11. Banda de călibilitate la marca OLC45AT

necesară elaborarea unei metode de adaos prin insuflare cu praf sau granule în baie cu ajutorul unui gaz inert. În diagrama din figura 11 este prezentată banda de călibilitate obținută pentru toate șarjele de OLC45AT elaborate cu adaos tehnologic de ferotitan la oală.

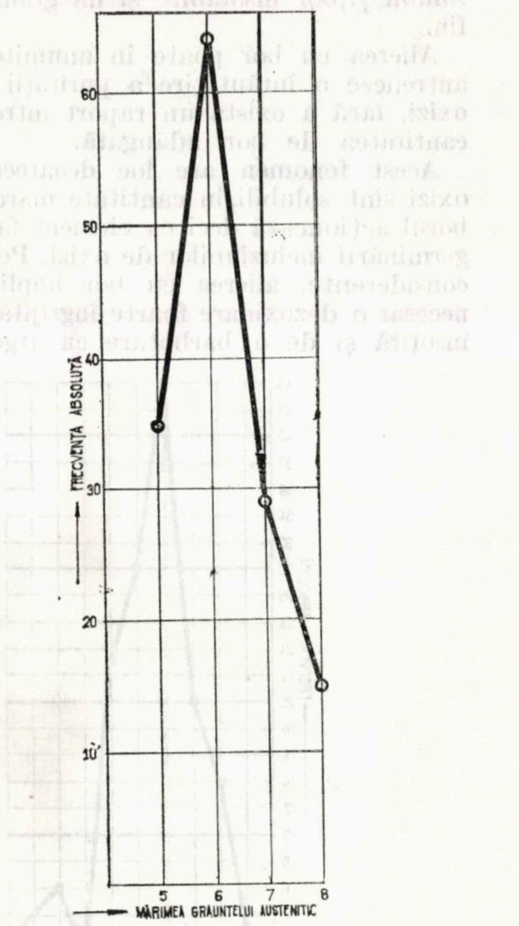


Fig. 12. Diagrama de variație a mărimii grăuntelui austenitic la marca OLC45AT

Din diagrama prezentată în figura 11 reiese că unele valori, pentru distanțele de 5 și 7 mm de capătul epruvetei călite, nu se încadrează în prescripțiile STAS 8580–74, dar din verificările efectuate rezultă că la aceste șarje conținutul de titan a fost sub 0,02%, iar cel de B, sub 0,0015 %, în condițiile unui conținut de asemenea mic de aluminiu (sub 0,030 %).

În figura 12 este prezentată variația mărimii de grăunte austenitic tot la șarjele pentru care s-a folosit ferotitan la oală, constatîndu-se o dispersie în domeniul punctajelor 5–8.

Datorită variațiilor mari în conținuturile de titan și aluminiu s-a obținut o dispersie destul de mare a mărimii de grăunte austenitic, fapt ce dovedește încă o dată că în cazul acestui oțel trebuie realizat Ti ⩾ 0,02 % și aluminiu într-un ecart mai restrîns (recomandabil 0,020—0,040 %).

Datele prezentate privind compoziția chimică, mărimea de grăunte austenitic și călibilitatea, la marca OLC45AT elaborat în cuptorul electric, atestă că arta elaborării acestui oțel constă în a realiza un echilibru convenabil între bor — azot și aluminiu + titan, astfel încît să se obțină repartiția optimă de „bor solubil"/„bor insolubil" și un grăunte cît mai fin.

Alierea cu bor poate în anumite cazuri să antreneze o înrăutățire a purității oțelului în oxizi, fără a exista un raport între aceștia și cantitatea de bor adăugată.

Acest fenomen are loc deoarece numeroși oxizi sînt solubili, în cantitate mare, în B202; borul acționează deci ca element favorizant al germinării incluziunilor de oxizi. Pentru aceste considerente, alierea cu bor implică în mod necesar o dezoxidare foarte îngrijită a oțelului, însoțită și de o barbotare cu argon la oală.

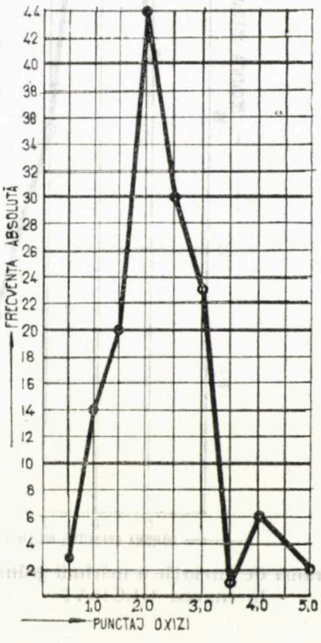


Fig. 13. Diagrama de variație a punctajelor de oxizi

Verificîndu-se micrografic oțelul din șarjele de marcă OLC45AT la care s-a folosit ferotitan la oală, s-au obținut valorile prezentate în diagramele din figurile 13, 14, 15 și 16, iar în ecuațiile de corelație (*1*), (*2*), (*3*) și (*4*) este prezentată ponderea de influență a unor elemente chimice asupra punctajelor de incluziuni nemetalice.

$$\text{Oxizi} = 4{,}157 - 2{,}298\,\%\,\text{Mn} - 7{,}5\,\%\,\text{Cr} + 6{,}69\,\%\,\text{Sn} + 1{,}64\,\%\,\text{Al} \qquad (1)$$

$$\text{Sulfuri} = 4{,}049 + 2{,}52\,\%\,\text{Mn} - 8{,}48\,\%\,\text{Si} + 3{,}41\,\%\,\text{S} - 6{,}91\,\%\,\text{Sn} - 12{,}45\,\%\,\text{Al} \qquad (2)$$

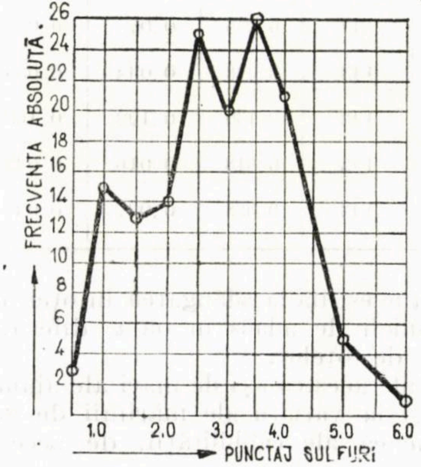


Fig. 14. Diagrama de variație a punctajelor de sulfuri

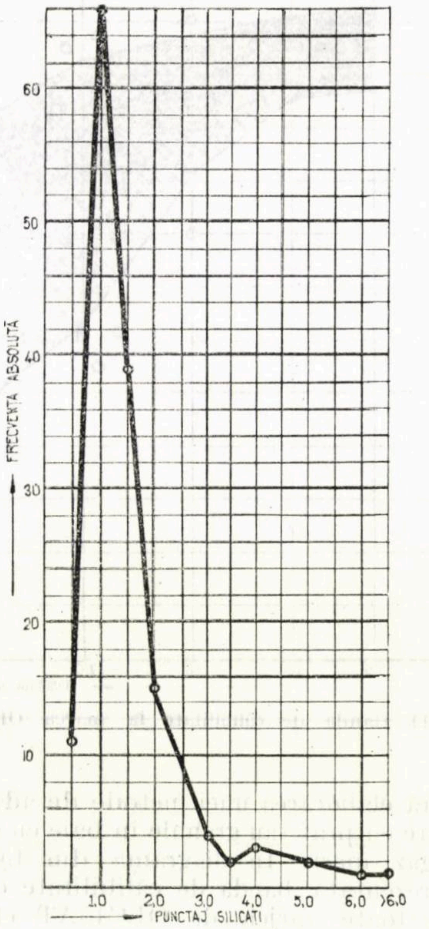


Fig. 15. Diagrama de variație a punctajelor de silicați

$$\text{Silicați} = 4{,}15 - 1{,}334\,\%\ \text{Mn} - 4{,}58\,\%\ \text{Si} - 24{,}08\,\%\ \text{P} - 8{,}73\,\%\ \text{Sn} + 2{,}12\,\%\ \text{Al} \qquad (3)$$

$$\text{Suma} = 5{,}264 - 0{,}511\,\%\ \text{Mn} - 8{,}69\,\%\ \text{Si} - 16{,}70\,\%\ \text{P} - 1{,}50\,\%\ \text{S} + 5{,}75\,\%\ \text{Cr} - 10{,}88\,\%\ \text{Sn} + 16{,}64\,\%\ \text{Al} \qquad 4)$$

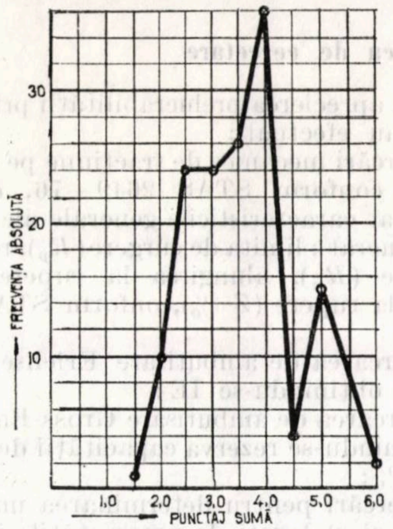


Fig. 16. Diagrama de variație a sumei punctajelor de incluziuni nemetalice pe același cîmp

Din diagramele de variație a punctajelor de incluziuni nemetalice reiese că majoritatea valorilor la oxizi și silicați sînt pînă la 3, 5, înregistrîndu-se doar o creștere a punctajelor de sulfuri, care pot fi diminuate cu o scădere a conținutului de sulf din oțel, pînă la maximum 0,025 % pentru această marcă de oțel. Pentru sumă se constată puține valori peste punctajul 5. Se menționează că aceste șarje n-au fost barbotate cu argon în oală, deci folosindu-se această metodă tehnologică, există posibilitatea de scădere sub punctajul de 3,5 a tuturor categoriilor de incluziuni nemetalice.

Din ecuațiile de regresie rezultă o scădere a conținutului în oxizi cu creșterea conținutului de Mn și Cr din oțel și o creștere a acestora cînd cresc Al și Sn. Sulfurile înregistrează o creștere cu creșterea conținutului de Mn și S din oțel, scăzînd cu creșterea conținuturilor de Si, Al și Sn. Mărimea punctajelor de silicați scade cu creșterea conținuturilor de P, Mn, Si, Sn, crescînd cu creșterea conținutului de Al.

Din ecuațiile de regresie rezultă că elementele chimice din oțel au o influență mică asupra punctajelor de incluziuni nemetalice, existînd alți parametri de influență mai importanți, cum sînt conținutul de oxigen din oțel și compoziția zgurei.

Toate datele obținute la elaborarea oțelului de marcă OLC45AT în cuptoarele electrice de 100 t atestă existența unei posibilități de obținere a unui nivel calitativ mai bun decît la oțelul Martin (din punct de vedere al călibilității) în condițiile unei tenacități mult superioare și ale unei purități mai bune.

BIBLIOGRAFIE

[1] Bain, E. C., Parton, H. W. *Les éléments d'addition dans l'acier*. p. 61—62; 67; 117—130; 141—156.

[2] Rousescu, D. *Développement et applications des aciers spéciaux au bore*. În: Aciers Spéciaux, nr. 44, decembrie, 1978, p. 9—18.

[3] Henry, G., Maîtrepierre, Ph. Michaut, B. și Thomas, B. *Cinétique et morphologie de la précipitation intergranulaire de bore-carbures, M 23(B, C) 6 dans l'austenite*. În: C.I.T., nr. 4, 1976, p. 961—990.

Cercetări privind prelucrabilitatea prin ambutisare a tablelor subţiri pentru caroserii auto

Conf. dr. ing. M. Teodorescu,
ing. D. Nicoară, ing. Anghelina Udvuleanu
Universitatea din Galaţi
ing. I. Ovezea
I.C.P.P.A.M.—Galaţi

CZ : 621.983.3 : 669—415

Majoritatea automobilelor au caroseria în întregime metalică, obţinută prin sudarea pieselor componente care au fost prelucrate prin deformare plastică la rece (ambutisare, răsfrîngere, nervurare, operaţii de tăiere etc.).

Aceste caroserii trebuie să asigure o serie de condiţii importante, şi anume : capacitate ridicată la greutate redusă, durată mare de exploatare, viteză ridicată la un consum energetic mic. În acelaşi timp trebuie îndeplinite şi o serie de cerinţe de natură tehnologică : consum mic de metal, tehnologii cît mai simple, număr redus de operaţii de deformare plastică, care vor asigura un cost scăzut al caroseriei.

Caroseria metalică în întregime, linia modernă a automobilelor, asigurarea formei aerodinamice, simultan cu un grad ridicat de siguranţă şi confort au condus la creşterea complexităţii acestor piese. A apărut în felul acesta o grupă de piese — pentru caroserii auto — deosebită de celelalte prin condiţiile constructiv-funcţionale şi de exploatare impuse şi prin cele tehnologice necesare. Caracteristicile acestor piese sînt : dimensiuni mari, grosime mică, forme complicate şi asimetrice, calitate ridicată a suprafeţelor (mai ales la exterior), precizie ridicată.

La aceste piese complexitatea tehnologică şi posibilităţile de realizare nu rămîn identice pentru toată gama de repere, ci se schimbă cu forma şi tipul lor. Rezultă că nu este posibilă o analiză globală a tuturor pieselor pentru caroserii auto.

Această complexitate mare a pieselor pentru caroserii auto face ca semifabricatele folosite pentru prelucrarea lor să fie specifice. Acestea vor trebui să satisfacă anumite condiţii speciale (compoziţie chimică, microstructură, calitate a suprafeţei, caracteristici mecanice, tehnologice ş.a.), aşa încît prelucrabilitatea lor să fie cît mai ridicată.

De aceea este necesar ca şi metodologia de apreciere a prelucrabilităţii prin deformare plastică la rece (în special prin ambustisare) a semifabricatelor pentru caroserii auto să fie mai complicată şi în multe cazuri specifică acestei categorii de piese.

Astfel, pe baza celor prezentate în [3], lucrarea de faţă reprezintă o continuare a cercetărilor din [7], întreprinse la Universitatea din Galaţi pentru aprecierea prelucrabilităţii prin ambutisare a tablelor subţiri pentru caroserii auto.

Metodica de cercetare

Pentru aprecierea prelucrabilităţii prin ambutisare s-au efectuat :

a) încercări mecanice de tracţiune pe epruvete normale conform STAS 2649—76, din care au rezultat caracteristicile generale ale materialului prelucrat : limita de curgere(R_p), rezistenţa la rupere (R_m), alungirea la rupere (A_5 %), gîtuirea la rupere (Z %),conform STAS 200—75 ;

b) încercarea de ambutisare Erichsen (STAS 2112-63) obţinîndu-se IE ;

c) încercarea de ambutisare Gross-Engelhardt [3], obţinîndu-se rezerva capacităţii de ambutisare, T % ;

d) încercări pentru determinarea unor parametri (n şi r) legaţi de proprietăţile intrinseci ale materialului semifabricatelor folosite pentru ambutisare.

În vederea caracterizării cît mai complete a prelucrabilităţii prin ambutisare a tablelor subţiri pentru caroserii auto, în afară de încercările menţionate mai sus s-a analizat şi modul lor de comportare în procesul real de prelucrare la întreprinderile I. A. Piteşti, I. A. Braşov ş.a.

Pentru determinarea rapidă a parametrilor n şi r s-a folosit o epruvetă cu dimensiunile din figura 1, recomandată şi în [8], epruvetă ce a fost propusă de către I.D.D.R. (Grupul internaţional de cercetări pentru ambutisare adîncă). La 100 mm de la un capăt al epruvetei se găseşte o amorsă de rupere sub formă de orificiu, cu diametrul d, ales în funcţie de grosimea materialului experimentat. La 35 mm de amorsa de rupere se trasează un segment cu lungimea $L_0 = 20$ mm, care constituie porţiunea calibrată a epruvetei. Datorită acestor elemente constructive se va asigura ca ruperea să nu se producă între reperele aflate la capătul segmentului $L_0 = 20$ mm, iar alungirea dintre aceste repere va fi uniformă. S-a măsurat mărimea efectivă a cotei L_0, precum şi lăţimea efectivă b_0, în porţiunea calibrată, prin calcularea mediei a trei măsurători efectuate cu precizia de 0,01 mm.

Epruveta este întinsă, cu viteză constantă (cca 5 mm/min) pînă la rupere.

După rupere s-au măsurat valorile L şi b, pe porţiunea calibrată, dintre repere, în aceleaşi condiţii ca şi înainte de tracţionare.

Mărimile n şi r se determină cu ajutorul nomogramelor prezentate în [8], [9].

Pentru a se calcula valorile medii n_{med} și r_{med} s-au prelevat epruvete la 0, 45 și 90° față de direcția de laminare și s-au folosit relațiile :

$$n_{med} = \frac{1}{4}(n_{0°} + 2n_{45°} + n_{90°})$$

$$r_{med} = \frac{1}{4}(r_{0°} + 2r_{45°} + r_{90°})$$

Pentru cercetări au fost prelevate probe din peste 100 de șarje, rulouri, pachete și tipuri de materiale dintre cele laminate la C. S. Galați pentru caroserii auto, precum și din unele materiale importate ce se aflau la beneficiari.

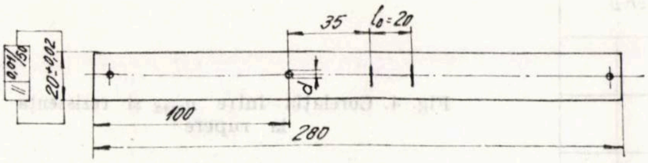


Fig. 1. Epruvetă pentru determinarea parametrilor n și r, prin metoda directă

La toate aceste materiale cu grosimi cuprinse între 0,7 și 2 mm s-a urmărit modul de comportare la ambutisare, la I. A. Pitești și I. A. Brașov, a peste 20 repere de diferite complexități, de la caroseriile auto.

Rezultate experimentale

Rezultatele obținute din încercările mecanice și tehnologice pentru semifabricatele analizate, din care s-au prelucrat diferite repere de caroserie auto, au fost grupate pe tipuri de repere, notate cu A, B, C, D și E, stabilite în funcție de complexitatea acestora.

Din prelucrarea rezultatelor obținute pentru diferite grupe de repere s-a putut trasa o serie de corelații grafice. Astfel, pentru o serie de repere de complexitate ridicată se prezintă în figura 2 valori ale produsului $n_{med} \times r_{med}$, la diferite mărimi de rebuturi. Se remarcă faptul că pentru a se asigura un procent scăzut de rebuturi este necesar să se folosească semifabricate cu produsul $n_{med} \times r_{med}$ de valoare ridicată. De asemenea valorile acestui produs, care vor asigura anumite procente de rebuturi, sînt diferite în funcție de tipul piesei prelucrate.

Cu scăderea produsului ($n_{med} \times r_{med}$) crește numărul de rebuturi ; scăderea cea mai pronunțată a acestui produs se înregistrează la creșterea numărului de rebuturi de la 1 la 5%.

La rebuturi de pînă la 1% s-au obținut și cele mai mari diferențe între valorile produsului ($n_{med} \times r_{med}$) corespunzătoare pentru cele patru grupe de repere (A, B, C și D) ; această diferență se micșorează odată cu creșterea procentului de rebuturi. Se observă că poziția relativă a valorilor produsului ($n_{med} \times r_{med}$) pentru cele patru grupe de repere se păstrează aceeași în cele trei domenii de mărimi ale rebuturilor analizate.

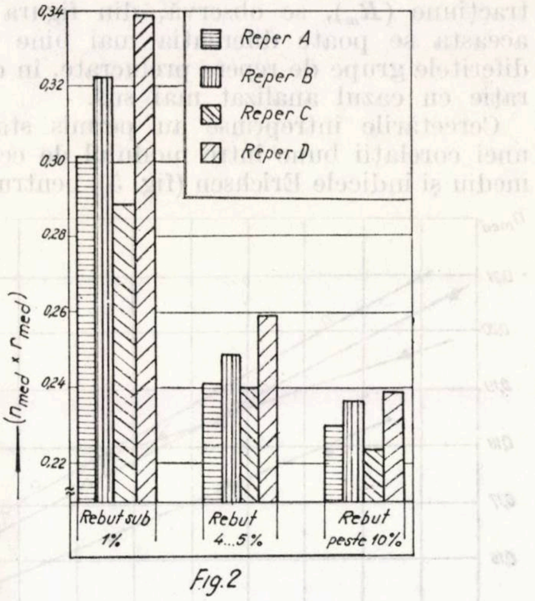


Fig. 2. Corelația dintre ($n_{med} \times r_{med}$) și numărul de rebuturi la ambutisarea unor piese

Variația modulului de ecruisare mediu (n_{med}) în funcție de limita de curgere (R_p), pentru cinci grupe de repere de caroserii auto, este prezentată în figura 3. Se remarcă faptul că odată cu creșterea limitei de curgere se micșorează sensibil și modulul de ecruisare. Pe baza rezultatelor experimentale s-a putut stabili că între aceste două mărimi importante pentru caracterizarea comportării materialului la prelucrarea prin deformare plastică există, în con-

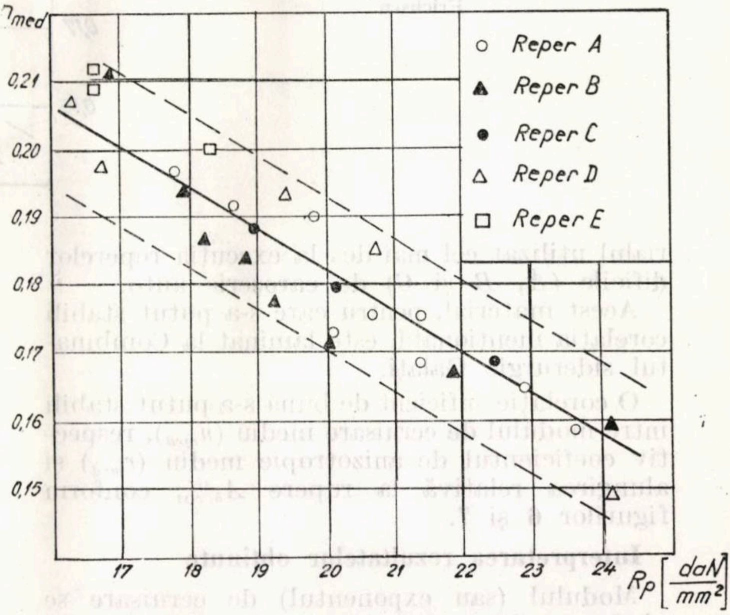


Fig. 3. Corelația dintre n_{med} și limita de curgere

diţiile analizate în lucrare, o dependenţă de forma:

$$n_{med} = 0{,}30 - 0{,}0056\ R_m$$

În ceea ce priveşte corelaţia dintre modulul de ecruisare (n_{med}) şi rezistenţa de rupere la tracţiune (R_m), se observă, din figura 4, că aceasta se poate diferenţia mai bine pentru diferitele grupe de repere prelucrate, în comparaţie cu cazul analizat mai sus.

Cercetările întreprinse au permis stabilirea unei corelaţii bune între modulul de ecruisare mediu şi indicele Erichsen (fig. 5), pentru materialul utilizat cel mai des la execuţia reperelor dificile (*A*, *B* şi *C*) de caroserie auto.

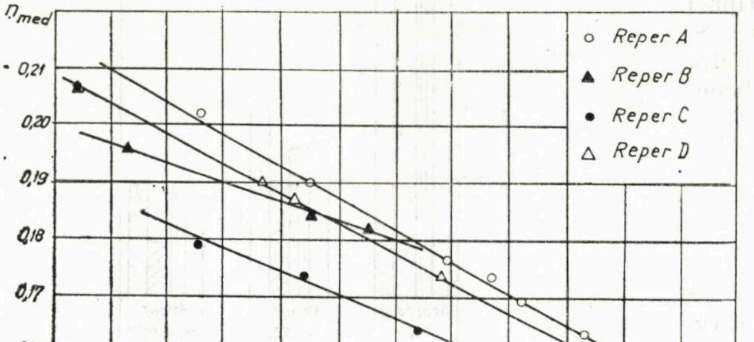


Fig. 4. Corelaţia între n_{med} şi rezistenţa la rupere

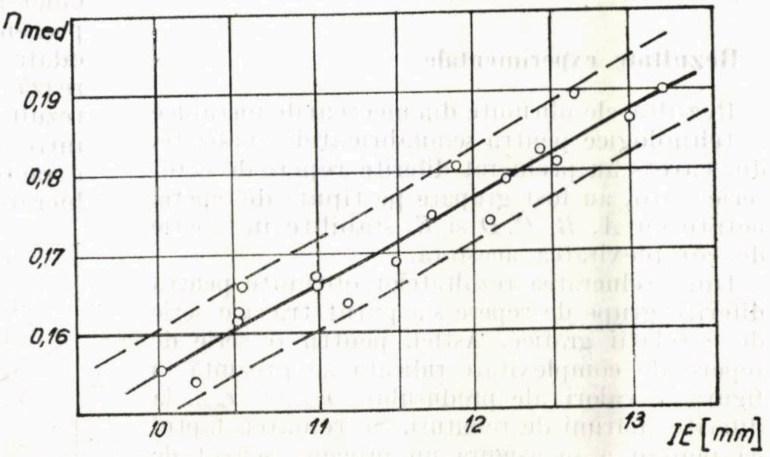


Fig. 5. Corelaţia dintre n_{med} şi indicele Erichsen

Acest material, pentru care s-a putut stabili corelaţia menţionată, este laminat la Combinatul siderurgic Galaţi.

O corelaţie suficient de bună s-a putut stabili între modulul de ecruisare mediu (n_{med}), respectiv coeficientul de anizotropie mediu (r_{med}) şi alungirea relativă la rupere A_5 %, conform figurilor 6 şi 7.

Interpretarea rezultatelor obţinute

Modulul (sau exponentul) de ecruisare se obţine pe baza diagramei reale de deformare a materialului, reprezentînd din acest punct de vedere un mijloc complex de descriere şi apreciere a modului de comportare la deformare, deci a prelucrabilităţii materialului semifabricatului.

Se cunoaşte [10] că modulul de ecruisare este numeric egal cu deformaţia specifică reală la care apare gîtuirea, deci şi cu deformaţia uniformă maximă pe care o poate suporta materialul. Rezultă că cu cît valoarea modulului de ecruisare este mai mare, cu atît valoarea deformaţiei uniforme maxime pe care o poate suporta materialul prelucrat va fi mai ridicată.

La un modul de ecruisare de valoare mare, deformaţiile vor fi repartizate mai uniform pe piesă, deformaţiile maxime locale vor fi mai reduse, iar zonele vecine vor putea să fie atrase mai mult în procesul de deformare.

Coeficientul de anizotropie, după cum se cunoaşte, este definit ca:

$$r = \frac{\ln\dfrac{b_0}{b}}{\ln\dfrac{g_0}{g}}$$

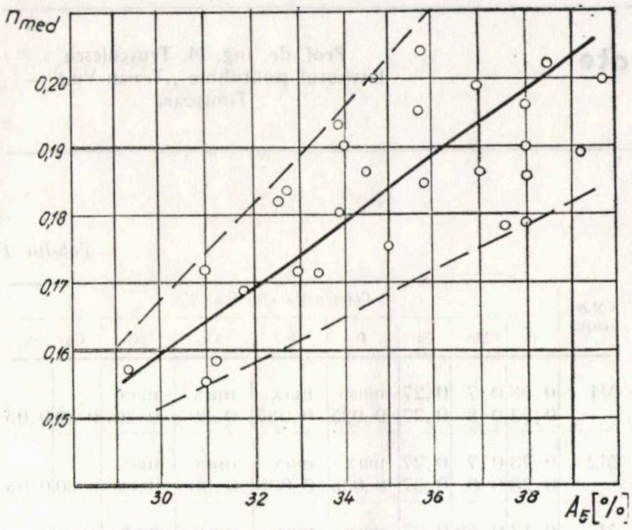


Fig. 6. Corelaţia dintre n_{med} şi alungirea relativă

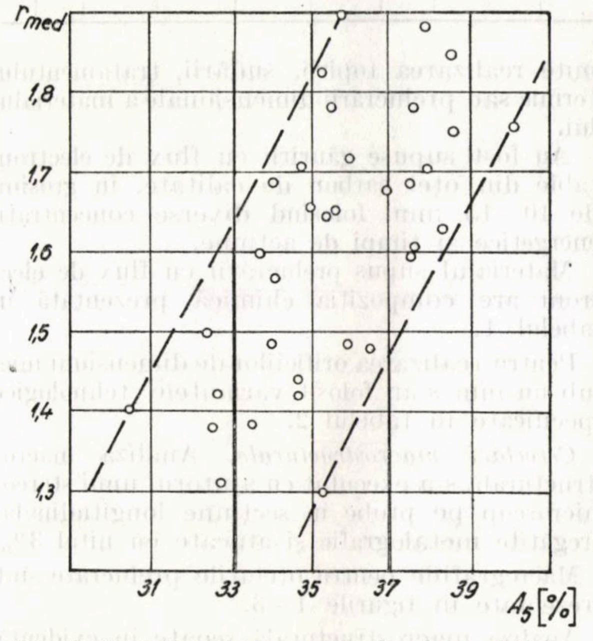


Fig. 7. Corelaţia dintre r_{med} şi alungirea relativă

în care b_0 şi b reprezintă lăţimile semifabricatului (sau epruvetei) înainte şi după deformare; g_0 şi g — grosimile semifabricatului (epruvetei) înainte şi după deformare.

Deci coeficientul de anizotropie va da indicaţii asupra diferenţei dintre proprietăţile plastice ale materialului în planul semifabricatului şi pe grosimea lui. Valoarea acestui coeficient va caracteriza proprietatea unui material de a opune o rezistenţă mai mare sau mai mică la deformarea în direcţia grosimii lui. La valori mari ale coeficientului de anizotropie, materialul se va deforma mai mult din lăţimea tablei decît din grosimea sa. Astfel, suprafaţa pe care se va transmite efortul de deformare va fi mai mare, deci la aceeaşi rezistenţă la tracţiune a materialului deformat rezultă o forţă mai mare care se va putea transmite. Un coeficient mare de anizotropie îmbunătăţeşte proprietăţile de ambutisare adîncă, deci prelucrabilitatea va fi mai bună.

Concluzii

Aprecierea prelucrabilităţii prin ambutisare a tablelor subţiri cu ajutorul modulului de ecruisare şi al coeficientului de anizotropie, care depind de proprietăţile intrinseci ale materialului prelucrat, se bazează pe criterii ştiinţifice.

Între modulul de ecruisare, coeficientul de anizotropie şi mărimi care se folosesc în mod obişnuit pentru aprecierea capacităţii de ambutisare a tablelor subţiri, există corelaţii bune, semnalate în cadrul acestei lucrări pentru tabla de caroserie auto laminată la C. S. Galaţi.

La valori ridicate ale modulului de ecruisare şi coeficientului de anizotropie se obţine prelucrabilitate bună prin ambutisare.

Prezintă importanţă practică şi mărimea produsului ($n_{med} \times r_{med}$), deoarece la valori peste anumite limite se obţin rebuturi foarte mici la ambutisare.

Este necesar să se stabilească valori admisibile ale indicilor de prelucrabilitate (în special n_{med} şi r_{med}), nu în general, ci pe grupe de piese pentru caroserii auto, în funcţie de complexitatea acestora şi pentru fiecare tip de material folosit.

BIBLIOGRAFIE

[1] Romanovschi, V. P. *Ştanţarea şi matriţarea la rece* (trad. din lb. rusă). Bucureşti, Editura tehnică, 1970.

[2] Hilberth, H. L. *Stanzereitechnik*. München, 1973.

[3] Teodorescu, M. şi col. *Analiza posibilităţilor de apreciere a capacităţii de ambutisare a tablelor subţiri pentru caroserii auto*. În: Metalurgia, 31, nr. 2, 1979, p. 88–91.

[4] Teodorescu, M. şi col. *Cercetări privind caracteristicile mecanice ale tablelor subţiri pentru ambutisarea adincă*. Lucrările Conferinţei T.N.C.M., vol. 3, Universitatea din Galaţi, dec. 1977, p. 15–18.

[5] Teodorescu, M. şi col. *Cercetări privind valoarea exponentului de ecruisare şi a coeficientului de anizotropie la ambutisarea pieselor pentru caroserii auto*. Lucrările Conferinţei T.N.C.M., vol. 3, Universitatea din Galaţi, dec. 1977, p. 19–22.

[6] Teodorescu, M. şi col. *Caracteristici mecanice şi tehnologice ale tablelor subţiri de ambutisare pentru caroserii auto*. Comunicare la Sesiunea tehnico-ştiinţifică a C. S. Galaţi, iunie, 1978.

[7] Teodorescu, M. *Cercetări privind capacitatea de ambutisare a tablelor subţiri*. În: Metalurgia, 31, nr. 6, 1979, p. 276–279.

[8] Roşca, A. *Determinarea capacităţii de ambutisare a tablelor*. I.C.P.T.C.M.–O.I.D.C.T., nr. 8, Bucureşti, 1975.

[9] Pîrvu, G. *Corelaţii între textura cristalografică şi deformabilitatea benzilor subţiri pentru ambutisare, determinată cu ajutorul coeficienţilor de ecruisare şi anizotropie normală*. În: Metalurgia, 30, nr. 9, 1978, p. 497–501.

[10] Dieter, E. G. Jr. *Metalurgie mecanică* (trad. din lb. engleză — S.UA). Bucureşti, Editura tehnică, 1970.

Modificări structurale în oțelurile prelucrate cu flux de electroni

Prof. dr. ing. M. Trușculescu
Institutul politehnic ,,Traian Vuia"–
Timișoara

CZ: 669.14 : 621.9.048.7

În ultimul timp a apărut un număr mare de instalații ce folosesc fluxul de electroni pentru topire, sudare, metalizare, tratament termic și pentru executarea operațiilor de prelucrare dimensională, în special a orificiilor mici.

În principiu, folosirea fluxului de electroni ca sursă termică are următoarele calități :

— transportarea directă a energiei de la sursă la locul de utilizare ;

— concentrarea mare a energiei pe o mică suprafață bine delimitată și afectarea în mică măsură a structurii straturilor adiacente ;

— materialul este încălzit sub vid înaintat și nu se degradează ;

— prelucrarea are un grad mare de automatizare.

În cadrul acestei lucrări se vor face referiri la folosirea fluxului de electroni pentru prelucrarea orificiilor mici, se vor analiza modul de îndepărtare a materialului, modificările de structură rezultate în urma răcirii cu viteză mare și se vor face aprecieri asupra proprietăților mecanice ale straturilor adiacente.

Rezultate experimentale

Materiale și variante tehnologice. Electronii liberi, necesari transportului de energie, sînt emiși de către un catod (fir de wolfram) încălzit la temperatura de emisie. Între catod și anod se realizează o diferență de potențial de 20–150 kV, fapt care asigură electronilor o viteză foarte mare. Fasciculul de electroni este dirijat și focalizat asupra obiectului de lucru cu ajutorul lentilelor electromagnetice.

Electronii pătrund în materialul de prelucrat, sînt frînați după traversarea primelor straturi atomice și aproape toată energia lor cinetică este transformată în căldură. Acest lucru permite realizarea topirii, sudării, tratamentului termic sau prelucrării dimensionale a materialului.

Tabelul 1

Marcajul	Compoziția chimică, %								
	C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Cu	As
M1	0,58 0,63	0,7 0,8	0,27 0,37	max. 0,035	max. 0,035	max. 0,30	max. 0,30	0,30	0,05
M2	0,23 0,28	0,7 0,8	0,27 0,37	max. 0,035	max. 0,035	max. 0,30	max. 0,30	0,30	0,05
M3	0,12 0,19	0,55 0,65	0,27 0,37	max. 0,040	max. 0,040	max. 0,30	max. 0,30	0,30	0,05

Au fost supuse găuririi cu flux de electroni table din oțel carbon de calitate, în grosimi de 10–15 mm, folosind diverse concentrații energetice și timpi de acțiune.

Materialul supus prelucrării cu flux de electroni are compoziția chimică prezentată în tabelul 1.

Pentru realizarea orificiilor de dimensiuni mici sub un mm s-au folosit variantele tehnologice specificate în tabelul 2.

Cercetări macrostructurale. Analiza macrostructurală s-a executat cu ajutorul unui stereomicroscop pe probe în secțiune longitudinală, pregătite metalografic și atacate cu nital 3%.

Macrografiile pentru oțelurile prelucrate sînt prezentate în figurile 1–3.

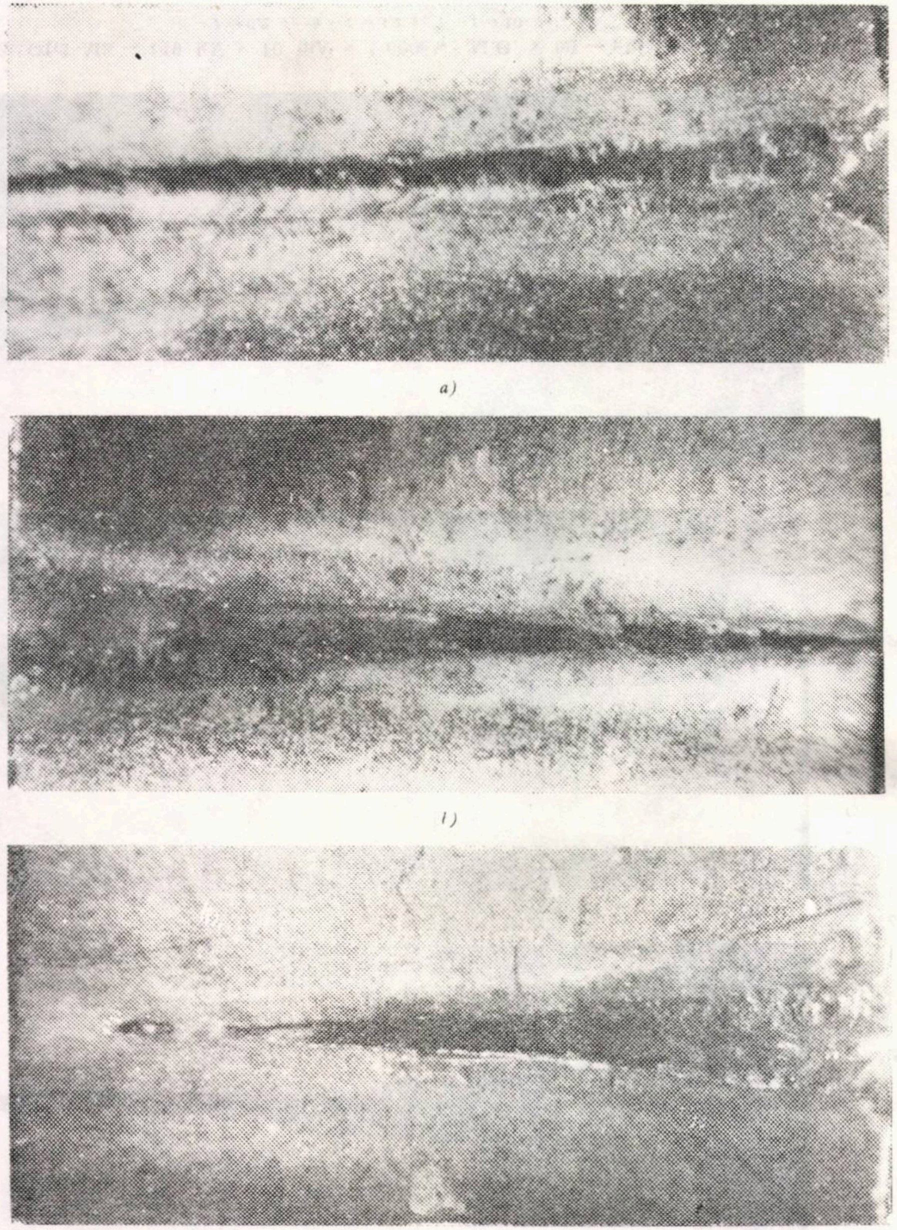
Analiza macrostructurală scoate în evidență următoarele aspecte :

— începutul și sfîrșitul orificiului prezintă marginile teșite ;

— materialul a fost topit și expulzat și apoi s-a solidificat sub formă de mici particule ;

Tabelul 2

Flux de electroni	Material	Timpul de acționare, s											
		0,2	0,6	1,8	2,4	2,6	2,8	3	3,2	3,8	4,2	8	10
149 kV × 10 mA 3 800 c/s	M1	1.1	1.2	1.5	—	1.8	—	1.10	1.11	1.12	—	—	—
149 kV × 10 mA 3 800 c/s	M2	2.1	2.2	2.5		2.8	—	2.10	2.11	2.12	—	—	—
149 kV × 10 mA 1 000 c/s	M3	3.1	—	3.5	3.6	—	3.7	—	—	—	3.13	3.14	3.15

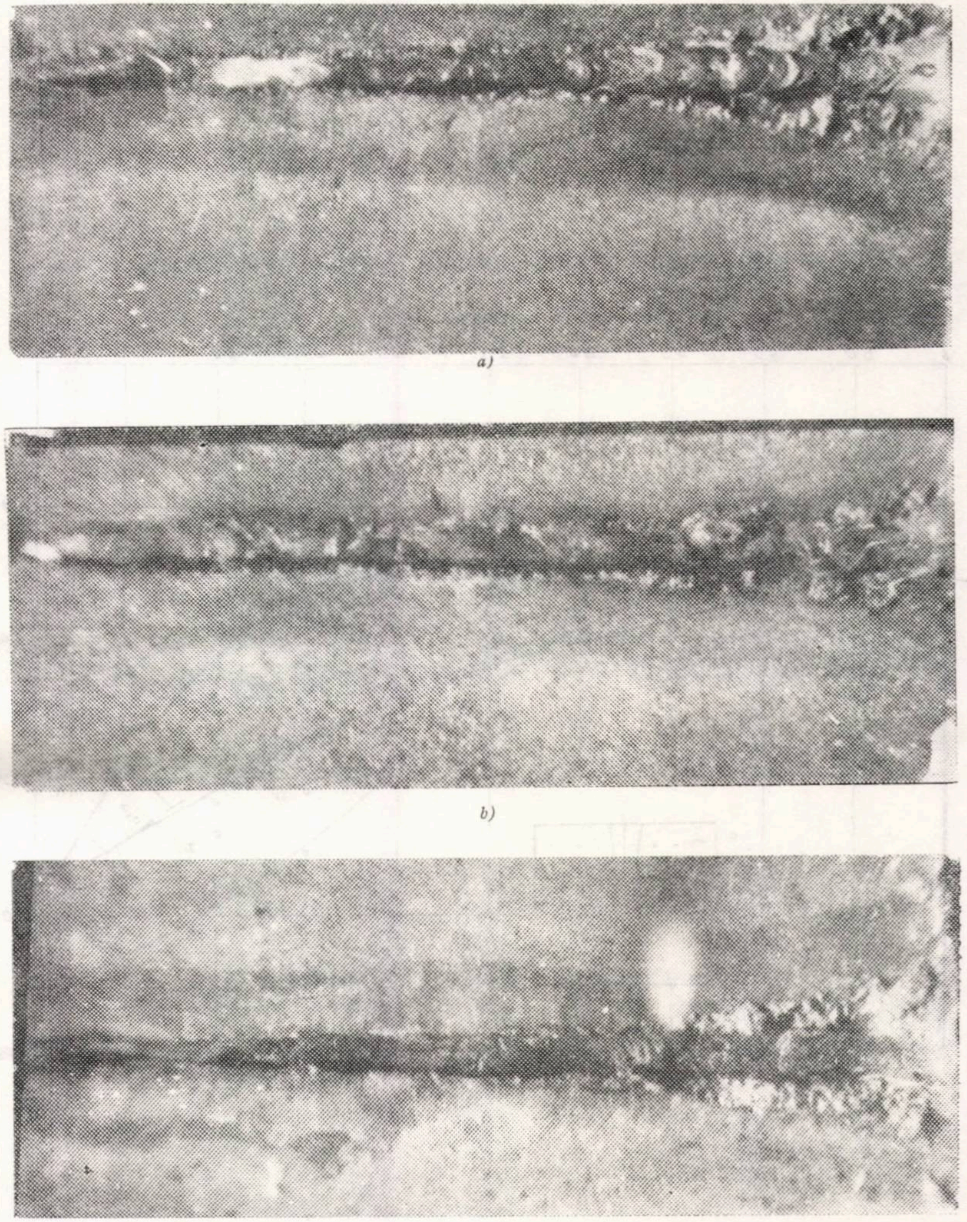


a)

b)

c)

Fig. 1. Oțel M1 – 149 kV × 10 mA × 3 800c/s ; M.O. × 60 – atac nital 3 % :
a – *t* = 0,2 s ; *b* – *t* = 0,6 s ; *c* – *t* = 3,8 s



a)

b)

c)

Fig. 2. Oțel M2 – 149 kV × 10 mA × 3 800c/s ; M.O. × 60 – atac nital 3 % :
a – *t* = 1,8 s ; *b* – *t* = 2,8 s ; *c* – *t* = 3,2 s

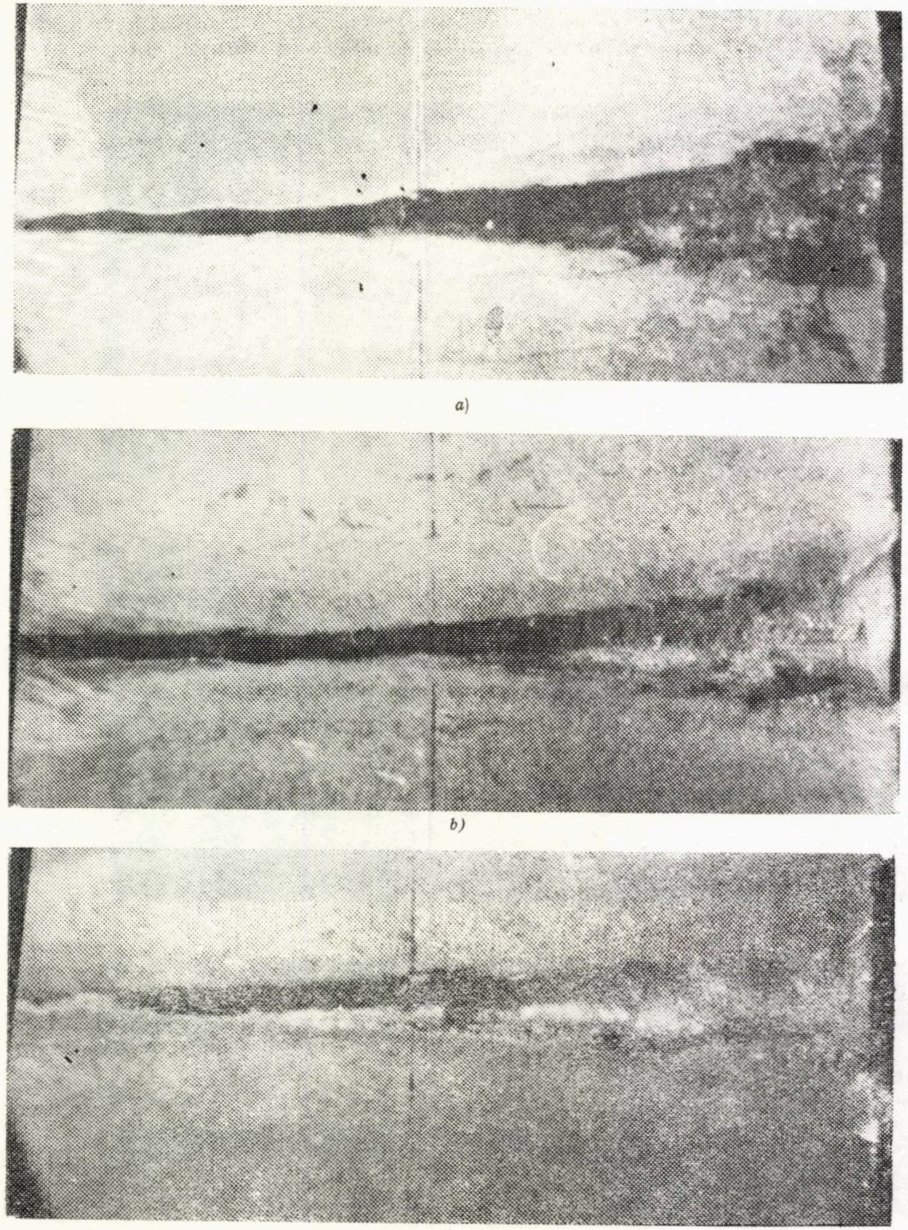


Fig. 3. Oţel M3 – 149 kV × 10 mA × 1 000c/s ; M.O. × 60 – atac nital 3 % :
$a - t = 0{,}2$ s; $b - t = 4{,}2$ s; $c - t = 10$ s

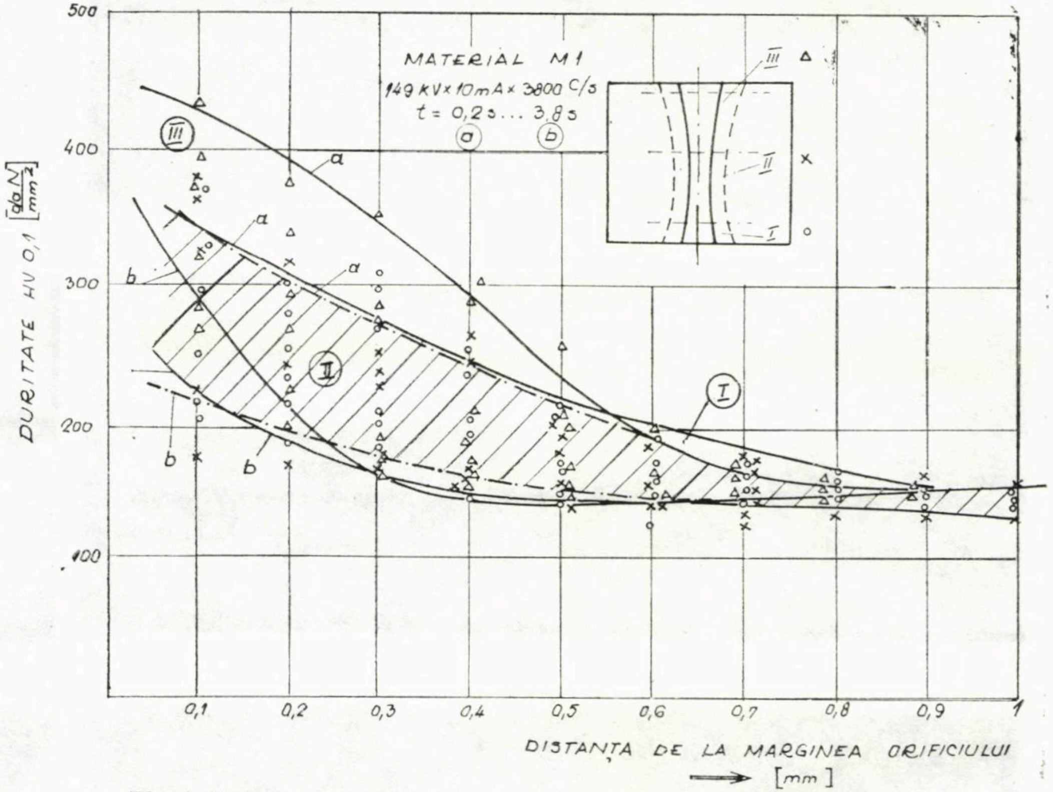


Fig. 4. Variaţia microdurităţii în straturile adiacente orificiului (oţel M1)

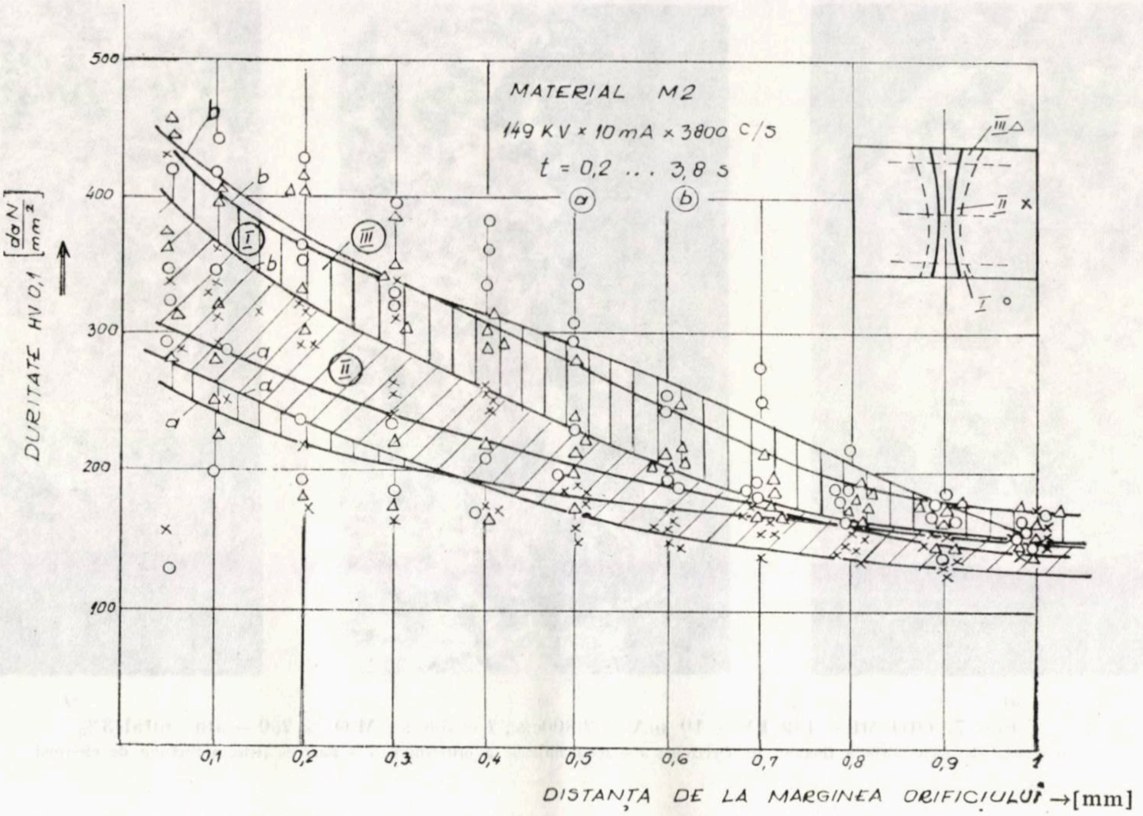


Fig. 5. Variația microdurității în straturile adiacente orificiului (oțel M2)

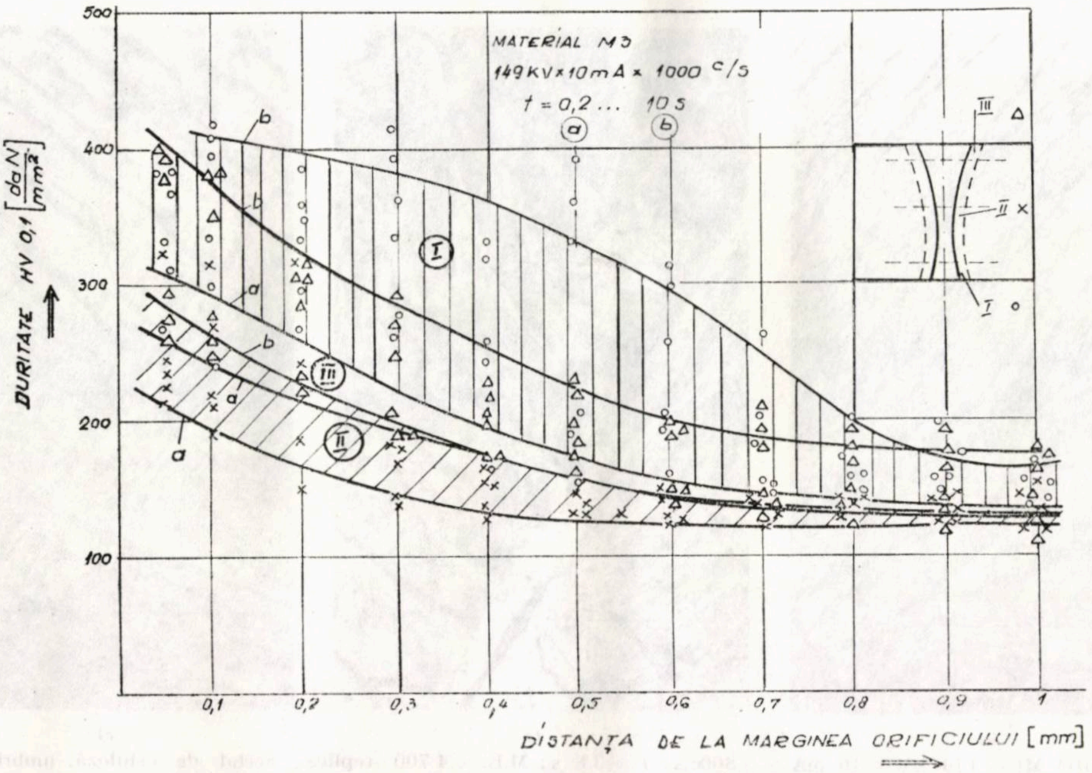
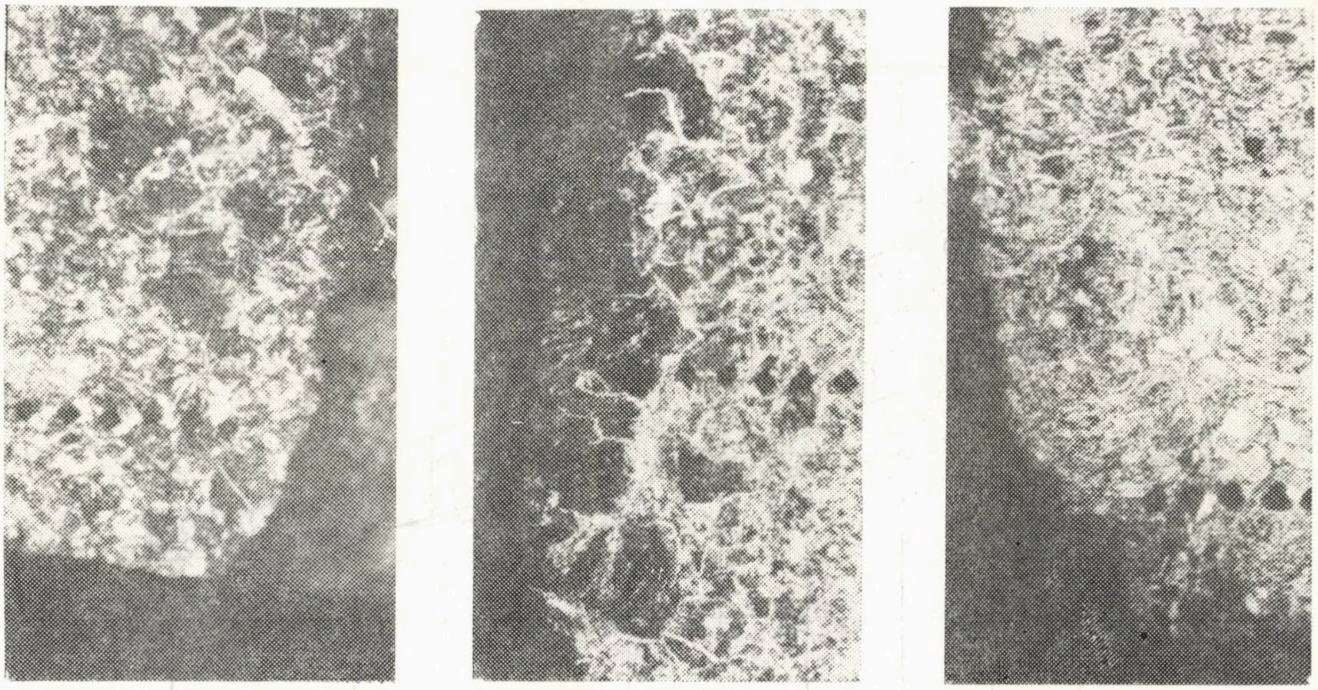
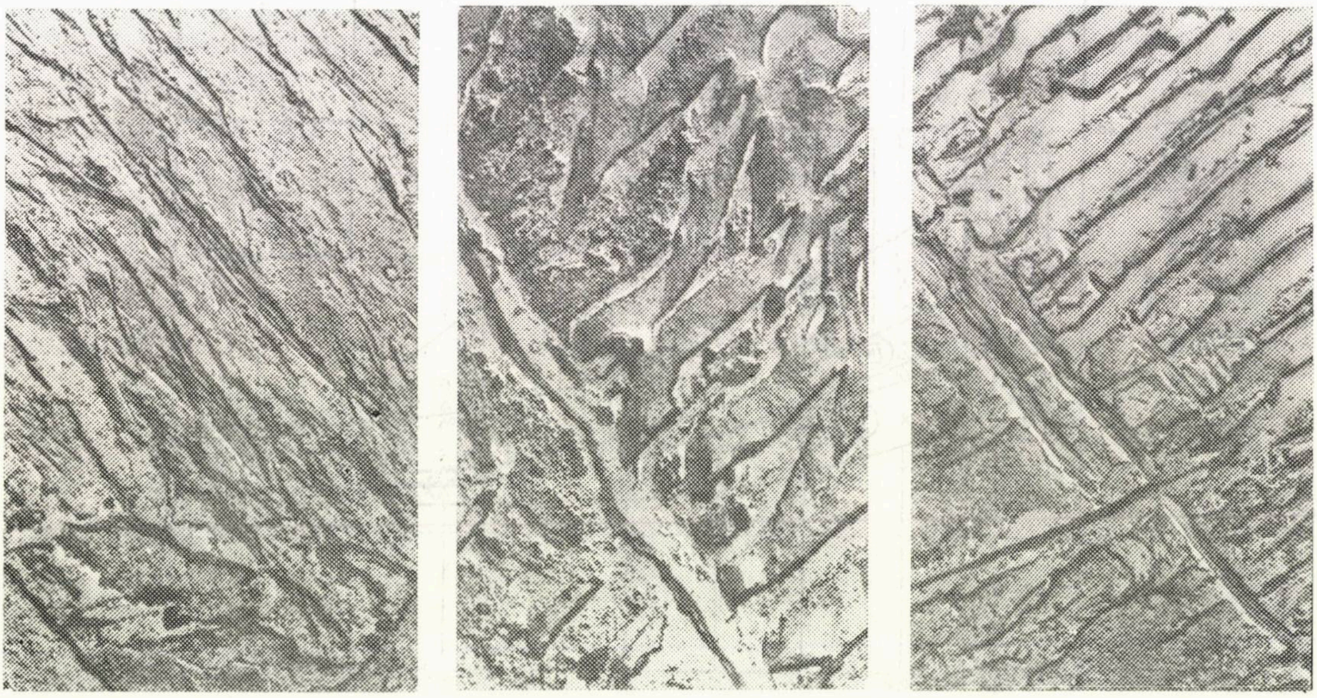


Fig. 6. Variația microdurității în straturile adiacente orificiului (oțel M3)



a) b) c)

Fig. 7. Oțel M1 – 149 kV × 10 mA × 3 800c/s ; $t = 3{,}8$ s ; M.O. × 250 – atac nital 3 % :
a – zona de pătrundere a fluxului de electroni; b – zona mijlocie a orificiului; c – zona de ieșire a fluxului de electroni



a) b) c)

Fig. 8. Oțel M1 – 149 kV × 10 mA × 3 800c/s ; $t = 3{,}8$ s ; M.E. × 4 700 replica : acetat de celuloză, umbrire : Cr :
a – zona de pătrundere a fluxului de electroni; b – zona mijlocie a orificiului; c – zona de ieșire a fluxului de electroni

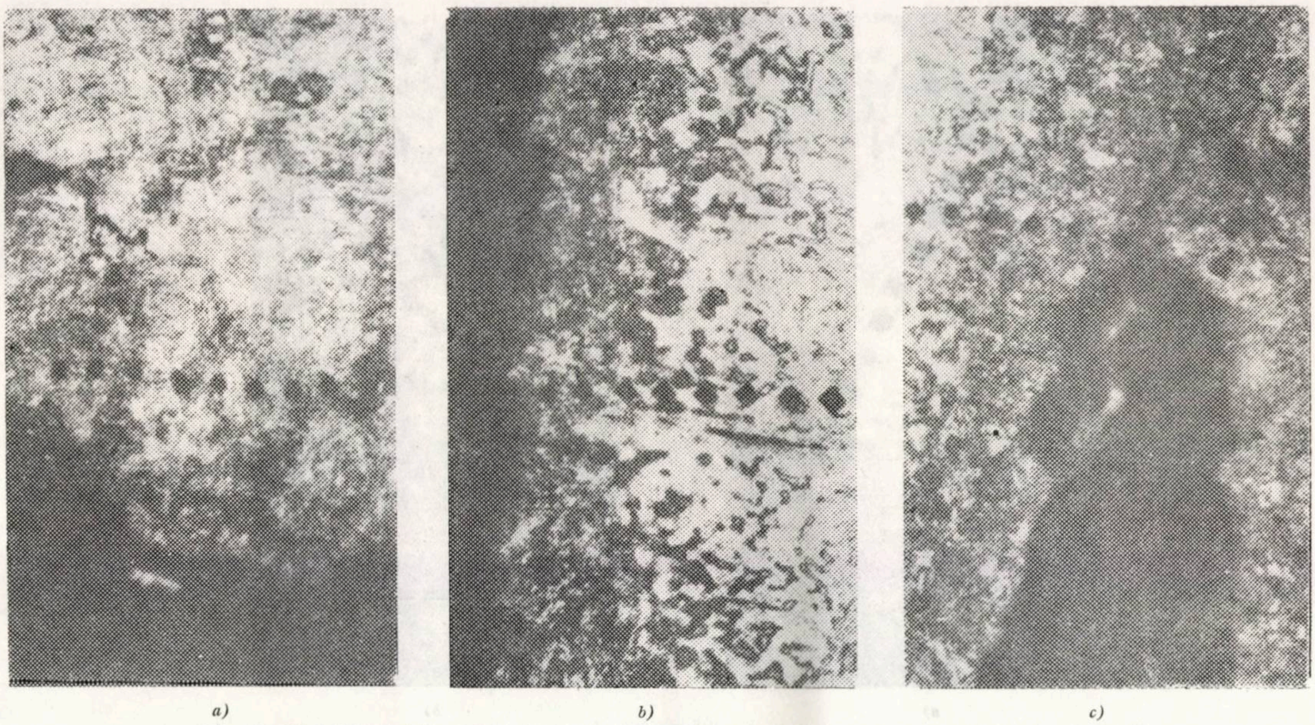

a) b) c)

Fig. 9. Oțel M2 — 149 kV × 10 mA × 3 800c/s ; $t = 0{,}2$ s ; M.O. × 250 — atac nital 3 % : *a* — zona de pătrundere a fluxului de electroni ; *b* — zona mijlocie a orificiului ; *c* — zona de ieșire a fluxului de electroni

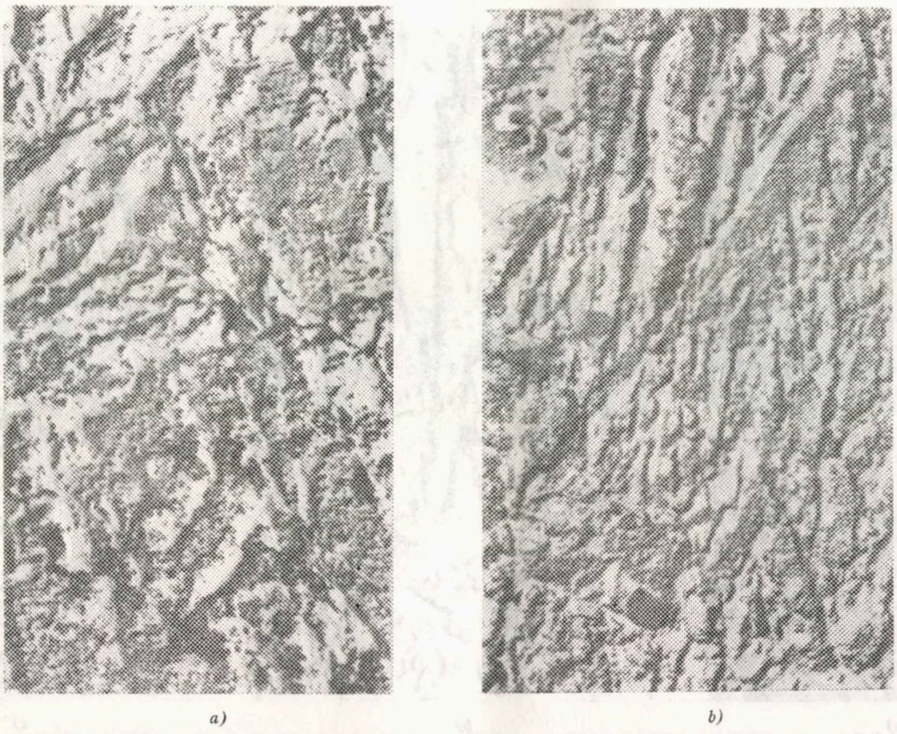
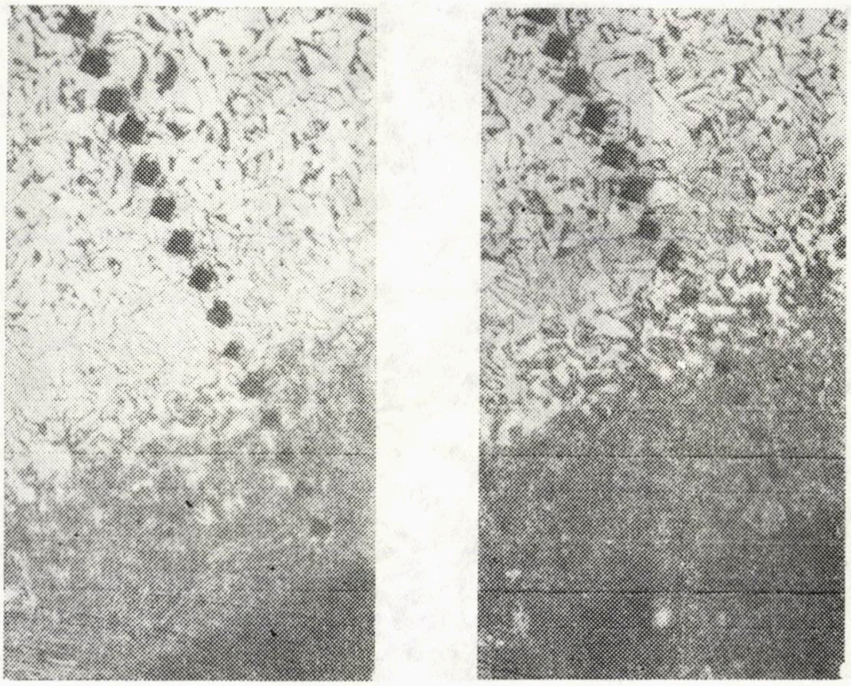
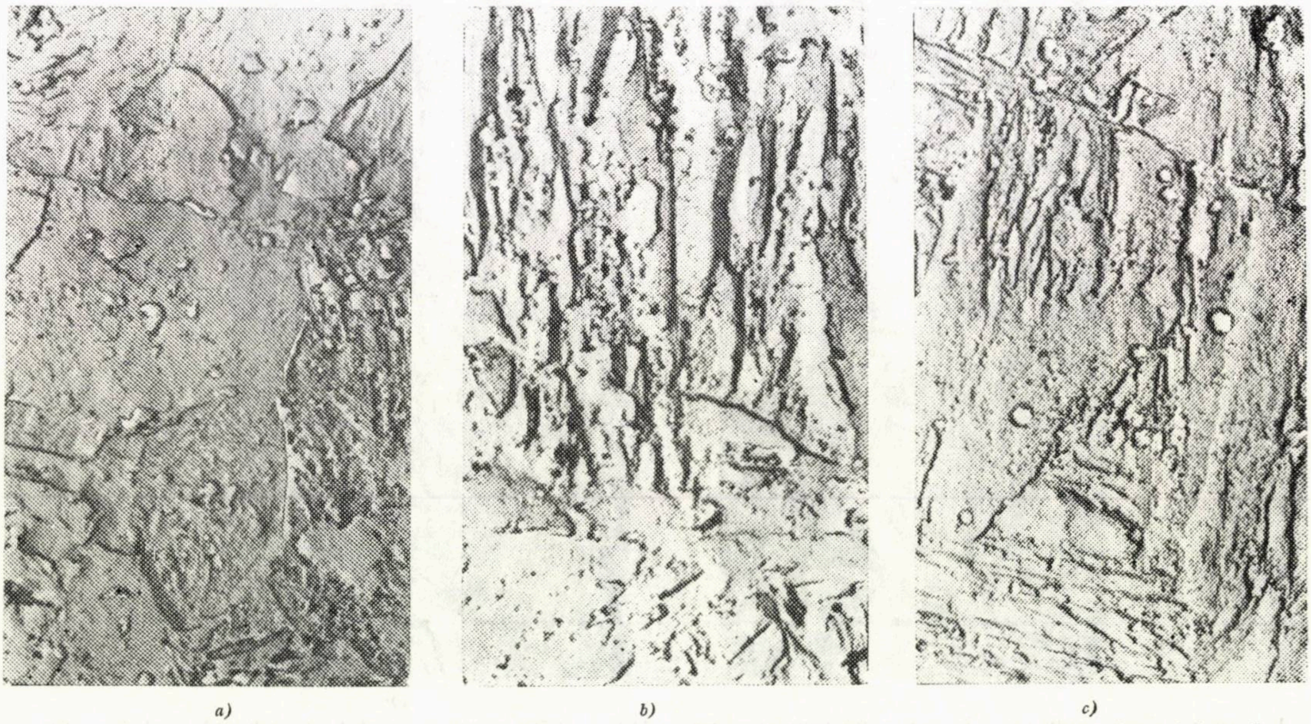

a) b)

Fig. 10. Oțel M2 — 149 kV × 10 mA × 3 800c/s ; $t = 2{,}4$ s ; M.E. × 4 700 replică : acetat de celuloză, umbrire : Cr : *a* — zona mijlocie a orificiului ; *b* — zona de fund a orificiului



a) b)

Fig. 11. Oțel M3 – 149 kV × 10 mA × 1 000c/s ; $t = 2{,}4$ s ; M.O. × 250 – atac nital 3 % :
a – zona de pătrundere a fluxului de electroni ; *b* – zona de ieșire a fluxului de electroni



a) b) c)

Fig. 12. Oțel M3 – 149 kV × 10 mA × 1 000c/s ; $t = 2{,}4$ s ; M.E. × 4 700 replică : acetat de celuloză, umbrire : Cr ;
a – zona de început a orificiului ; *b* – zona mijlocie a orificiului ; *c* – zona de sfîrșit a orificiului

– marginile orificiului prezintă neregularități de ordinul a 0,01–0,02 mm;

– timpul de acționare a fluxului de electroni influențează adîncimea de găurire și modificările structurale în straturile adiacente orificiului;

– nu se remarcă o influență accentuată a conținutului de carbon asupra prelucrării materialului. Se pare că micșorarea conținutului în carbon (fig. 3) permite o prelucrare mai ușoară a oțelului cu flux de electroni.

Cercetări sclerometrice și microstructurale. S-au făcut măsurători ale durității cu sarcini mici (microduritate *HV* 0,1) în zonele adiacente orificiului prelucrat cu flux de electroni, explorîndu-se toată grosimea probei.

Rezultatele măsurătorilor pentru trei zone caracteristice (zonă de început (*III*), mijlocie (*II*) și zonă de ieșire (*I*), a fluxului de electroni) s-au folosit la trasarea graficelor $HV = f(l)$ (fig. 4, 5, 6).

Din analiza acestor rezultate se desprind următoarele observații:

– zonele adiacente orificiului prelucrat își modifică duritatea de la *HV* 190–220 la *HV* 280–450 pentru materialul M1, de la *HV* 150–180 la *HV* 220–420 pentru materialul M2 și de la *HV* 120–180 la *HV* 220–400 pentru materialul M3;

– modificările de duritate sînt mai puternice în zona de ieșire a fluxului de electroni atunci cînd se lucrează cu 194 kV × 10 mA × 1 000 c/s (fig. 6). Dacă se lucrează cu 149 kV × 10 mA × 3 800c/s atunci se obține o creștere a durității în straturile adiacente de la începutul orificiului;

– mărirea duratei de acționare a fluxului de electroni produce în toate cazurile o creștere a durității straturilor adiacente orificiului prelucrat;

– adîncimile pe care este afectat materialul, ca urmare a prelucrării orificiului cu flux de electroni, variază între 0,5 și 0,7 mm pentru materialul M1; între 0,6 și 0,8 mm pentru materialele M2 și M3. Adîncimea stratului afectat de fluxul de electroni crește pe măsura măririi timpului de prelucrare (fig. 4 și 6, curbele *b*);

– creșterea de duritate este influențată și de conținutul în carbon al materialului.

S-au analizat, prin metalografie optică și electronică de transmisie, toate probele prelucrate; în figurile 7–12 se prezintă cîteva micrografii. Din analiza micrografiilor optice și electronice rezultă:

– inițial structura probelor a fost formată din ferită și perlită (fig. 7, *a*, *b*; fig. 9, *b* și fig. 11, *a*, *b*);

– în zona afectată de fluxul de electroni au apărut transformări de tip soorbitic (fig. 7–12);

– dezvoltarea fazelor soorbitei (separările de carburi și lamelele de ferită) are loc perpendicular pe peretele orificiului realizat de fluxul de electroni (fig. 8, 10, 12).

Modificările structurale sînt în deplină concordanță și justifică pe deplin variația durității constatate.

Concluzii

La prelucrarea dimensională a orificiilor cu flux de electroni se obțin precizii ridicate, iar intrarea și ieșirea prezintă mici teșituri ce se pot corecta prin reglarea parametrilor tehnologici.

Straturile adiacente orificiului prelucrat suferă transformări de fază pe adîncimi de ordinul a 0,5–0,8 mm și sînt mai pronunțate în zona de pătrundere a fluxului de electroni. Structura obținută la oțelurile cercetate este de tip soorbitic. Apariția acestei structuri este o consecință a faptului că materialul a fost topit, în mare parte expulzat și parțial s-a depus pe pereții orificiului, s-a răcit brusc, s-a călit și apoi, datorită căldurii existente în probă, s-a făcut revenirea straturilor adiacente orificiului.

Cercetările sclerometrice, asociate cu analiza structurală, atestă aceste modificări structurale situate pe adîncimi mici de o parte și de alta a orificiului prelucrat:

Analiza tuturor încercărilor conduce la următoarele observații;

– creșterea de duritate în straturile adiacente orificiului cu 20–40% față de cea inițială;

– funcție de concentrarea energiei și a duratei de acționare, creșterea de duritate este mai accentuată în zona de intrare a fluxului de electroni (fig. 6) la materialul M3;

– structura soorbitică prezintă fazele cu tendință de creștere pe peretele orificiului;

– se pare că micșorarea conținutului de carbon a oțelurilor nealiate conduce la o prelucrare mai ușoară a orificiilor cu flux de electroni.

Prelucrarea cu flux de electroni nu afectează pe adîncimi mari structura materialului, se pot executa orificii de precizie într-un ciclu complet automatizat.

BIBLIOGRAFIE

[1] Von Grote, K. H. și Steigerwald, K. H. *Der Elektronenstrahl als vielseitiges Werkzeug.* În: Optik, 36, 1972, p. 111–123.

[2] Dietrich, W. și Heraeus, W. C. *Le faisceau electronique comme source de chaleur.* În: Métallurgie, nr. 7, 1965–66.

[3] Sommekamp, P. *Application of EB Coating in the Metals industry* – International Electron Beam Seminar 26–29, 1972, Frankfurt/Main.

Determinarea tensiunii superficiale a topiturilor metalice

Prof. dr. doc. ing. R. Dinescu
Institutul Național de Chimie
ing. G. Oprea și fiz. I. Suciu
Institutul de cercetări metalurgice—
București

CZ : 532.61 : 669–154

Tensiunea superficială a fierului și aliajelor sale este una din proprietățile fizice deosebit de utile în cunoașterea și interpretarea fenomenelor fizico-chimice care au loc în procesele metalurgice. Este vorba în special de fenomenele interfaciale interfazice metal-gaz, metal-zgură, metal-grafit, metal-refractar. Pentru măsurarea tensiunii superficiale a metalelor, zgurelor și sticlelor lichide au fost propuse numeroase metode [1]–[4], dintre care metoda picăturii așezate pe un suport este cea mai avantajoasă pentru temperaturi înalte (1 000–1 700°C) și permite măsurarea tensiunii superficiale în vid sau atmosferă de protecție, valorile obținute nedepinzînd de unghiul de udare, cu condiția să fie mai mare de 90°. Există diferite variante ale metodei, care se disting unele de altele fie prin parametrii care se măsoară pe meridianul picăturii, fie prin mărimea picăturii sau tehnica de obținere a imaginii.

Ecuația suprafeței picăturii de lichid

Pentru a deduce ecuația suprafeței unei picături de lichid așezate pe o suprafață orizontală, se poate utiliza un sistem de coordonate ortogonale, cu originea în vîrful picăturii și axa Oz orientată pe direcția accelerației gravitaționale (fig. 1). Ecuația va fi de forma :

$$x = x(r, \alpha)\,;\quad y = y(r, \alpha)\,;\quad z = z(r, \alpha) \qquad (1)$$

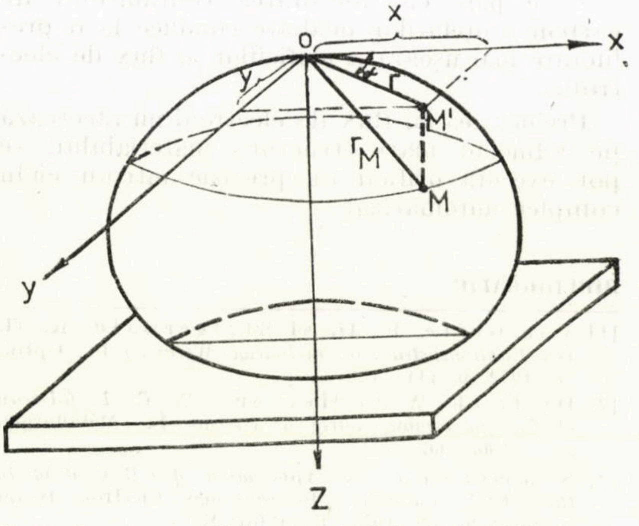


Fig. 1. Imaginea spațială a unei picături de lichid pe un suport refractar

unde r este proiecția $M'O$ pe planul xOy a razei vectoriale r_M a punctului curent M de pe suprafața picăturii, iar α, unghiul format de $M'O$ cu axa Ox.

Presupunînd că picătura are simetrie cilindrică față de axa Oz, ecuațiile (1) se pot transcrie sub forma :

$$x = r\cos\alpha\,;\quad y = r\sin\alpha\,;\quad z = f(r) \qquad (2)$$

Presiunea exercitată spre interior, în punctele situate imediat sub stratul superficial, va fi :

$$p_{ext} = p_\sigma + H \qquad (3)$$

unde p_σ este presiunea datorită forțelor superficiale, iar H este presiunea gazului ambiant.

Dacă se notează cu R_1 și R_2 razele de curbură pentru două secțiuni perpendiculare ale suprafeței, în punctul considerat, atunci, conform legii lui Laplace, presiunea forțelor superficiale va fi dată de :

$$p_\sigma = \sigma\left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2}\right) \qquad (4)$$

unde σ este tensiunea superficială a lichidului.

În cazul în care lichidul este în echilibru cu gazul ambiant, pentru $H = \text{const.}$ în orice punct al suprafeței, presiunea exercitată dinspre exterior trebuie să fie echilibrată de către o presiune interioară p_{int}, astfel încît :

$$p_{ext} - p_{int} = 0 \qquad (5)$$

În absența altor forțe decît cele gravitaționale, diferența între presiunea p la distanța z și presiunea p_0 la distanța z_0 de vîrful picăturii, în plane orizontale diferite, va fi :

$$p - p_0 = \rho g(z - z_0) \text{ sau}$$
$$p = \rho g(z - z_0) + p_0 \qquad (6)$$

Notînd cu R_{01} și R_{02} razele principale de curbură la vîrful picăturii, pentru $z_0 = 0$ p_0 va fi rezultanta presiunii gazului ambiant și a celei datorită forțelor superficiale :

$$p_0 = \sigma\left(\frac{1}{R_{01}} + \frac{1}{R_{02}}\right) + H$$

şi înlocuind-o în (6) se obţine presiunea în interiorul lichidului, într-un plan orizontal la distanţa z de vîrf :

$$p_{int} = \rho g z + \sigma\left(\frac{1}{R_{01}} + \frac{1}{R_{02}}\right) + H \tag{7}$$

Conform ecuaţiei (3), presiunea exterioară într-un punct al suprafeţei situat în planul la distanţa z va fi :

$$p_{ext} = \sigma\left(\frac{1}{R_{z1}} + \frac{1}{R_{z2}}\right) + H \tag{8}$$

unde R_{z1} şi R_{z2} sînt razele principale de curbură ale suprafeţei în punctul considerat.

Conform(5) se poate scrie :

$$\rho g z + \sigma\left(\frac{1}{R_{01}} + \frac{1}{R_{02}}\right) + H = \sigma\left(\frac{1}{R_{z1}} + \frac{1}{R_{z2}}\right) + H$$

sau

$$\sigma\left(\frac{1}{R_{z1}} + \frac{1}{R_{z2}}\right) = \rho g z + \sigma\left(\frac{1}{R_{01}} + \frac{1}{R_{02}}\right) \tag{9}$$

În vîrful picăturii $R_{01} = R_{02} = b$, iar expresiile analitice ale celor două raze de curbură într-un punct de pe suprafaţă la distanţa z se pot scrie :

$$\frac{1}{R_{z1}} = z''/(1 + z'^2)^{3/2} \tag{10}$$

$$\frac{1}{R_{z2}} = z'/r(1 + z'^2)^{1/2} \tag{11}$$

în care z' şi z'' sînt derivatele în raport cu r.

Introducînd aceste expresii în ecuaţia (9) se ajunge la următoarea ecuaţie diferenţială a suprafeţei picăturii :

$$\sigma\left[\frac{z''}{(1 + z'^2)^{3/2}} + \frac{z'}{r(1 + z'^2)^{1/2}}\right] = \rho g z + \frac{2\sigma}{b} \tag{12}$$

Ecuaţia este cea obţinută de Bashforth şi Adams pentru figuri de revoluţie, cum ar fi meniscul de lichid într-un tub cilindric şi extinsă de Sugden pentru picături de lichid sau bule de gaz sub o suprafaţă plană.

Calculul tensiunii superficiale

Pentru a putea utiliza ecuaţia (12) la calculul tensiunii superficiale şi unghiului de udare θ, avînd în vedere faptul că toate măsurătorile geometrice se fac pe o imagine plană a picăturii de lichid, trebuie făcută o transcriere în coordonate carteziene (fig. 2); pentru $z/b = y$ şi $r/b = x$ se obţine ecuaţia :

$$\frac{\sigma}{b}\left[\frac{y''}{(1 + y'^2)^{3/2}} + \frac{y'}{x(1 + y'^2)^{1/2}}\right] = \rho g b y + \frac{2\sigma}{b} \tag{13}$$

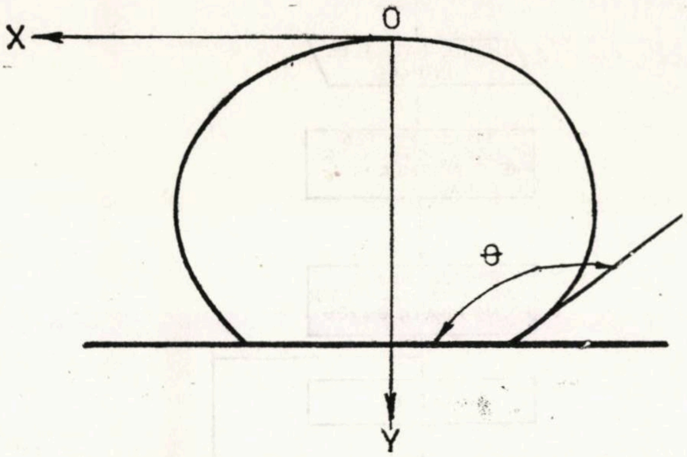


Fig. 2. Imaginea plană a unei picături de lichid aşezate

Soluţia acestei ecuaţii, dacă s-ar cunoaşte, ar fi de forma $y = f(x)$ şi ar permite calculul unghiului de udare θ şi al unor relaţii între ρ, g, b şi diverşi parametri ai picăturii, care să permită obţinerea tensiunii superficiale σ. Nefiind cunoscută soluţia, se poate face doar integrarea numerică şi în acest scop ecuaţia (13) se transcrie sub forma :

$$\frac{\mathrm{tg}'\theta}{(1 + \mathrm{tg}^2\theta)^{3/2}} + \frac{\mathrm{tg}\,\theta}{x(1 + \mathrm{tg}^2\theta)^{1/2}} = y\beta + 2 \tag{14}$$

în care $\beta = \rho\frac{gb^2}{\sigma} = \frac{b^2}{a}$ iar a este constanta de capilaritate.

Sub această formă se poate integra numeric pentru o valoare dată cu ajutorul unui program de calcul a cărui schemă logică este prezentată în figura 3. Pentru desfăşurarea calculului, datele de intrare sînt :

— înălţimea maximă a imaginii picăturii, măsurată direct cu cît mai mare precizie ;

— greutatea picăturii, determinată prin cîntărirea pastilei cu precizie de 10^{-3} g, înainte de topire ;

— raza pastilei cilindrice înainte de topire, măsurată pe imaginea fotografică ;

— raza reală a pastilei cilindrice, măsurată direct, înainte de topire, cu precizie de 10^{-2} mm.

De menţionat că pentru calculul precis al măririi realizate prin fotografiere, care se face prin raportarea celor două raze, din momentul fotografierii pastilei cilindrice şi pînă la sfîrşitul determinării pe aceeaşi picătură, poziţia sistemului optic de obținere a imaginilor trebuie să rămînă aceeași.

Cu aceste valori, dacă se cunoaște valoarea lui β, se obțin valorile θ, volumul picăturii și densitatea acesteia la temperatura respectivă.

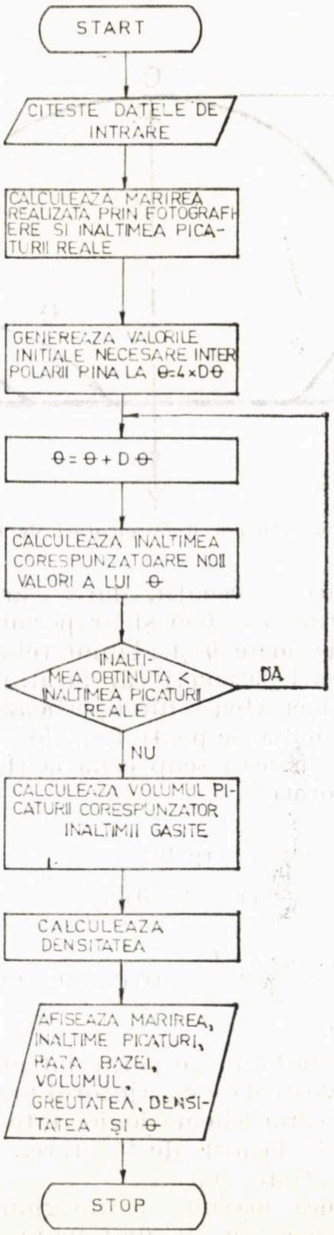

START
CITESTE DATELE DE INTRARE
CALCULEAZA MARIREA REALIZATA PRIN FOTOGRAFIERE SI INALTIMEA PICATURII REALE
GENEREAZA VALORILE INITIALE NECESARE INTERPOLARII PINA LA θ=4×Dθ
θ = θ + D θ
CALCULEAZA INALTIMEA CORESPUNZATOARE NOII VALORI A LUI θ
INALTIMEA OBTINUTA < INALTIMEA PICATURII REALE
DA
NU
CALCULEAZA VOLUMUL PICATURII CORESPUNZATOR INALTIMII GASITE
CALCULEAZA DENSITATEA
AFISEAZA MARIREA, INALTIME PICATURI, RAZA BAZEI, VOLUMUL, GREUTATEA, DENSITATEA ȘI θ
STOP

Fig. 3. Organigrama programului de calcul al mărimilor necesare determinării tensiunii superficiale și a unghiului θ

Pentru calculul lui β s-a utilizat metoda Dorsey în varianta perfecționată de Kozakevitch și colab. [1], [5].

Parametrii picăturii care se utilizează în calcule sînt : raza picăturii orizontale de arie maximă și distanța AO, măsurată pe verticală de la vîrful picăturii la intersecția tangentelor la conturul picăturii, care fac unghiuri de 45, 60, 120 și 135° cu orizontala ce trece prin vîrful picăturii (fig. 4).

Cu ajutorul unei variante a programului de calcul (fig. 3) s-au realizat tabele de calcul, în care sînt date valorile coeficientului β în funcție de raporturile $AO/(EE'/2)$ pentru fiecare din unghiurile $\varphi = 45$, 60, 120 și 135° și valoarea lui x_{90} corespunzătoare unghiului $\varphi = 90°$. Cu o rețea milimetrică specială, pe

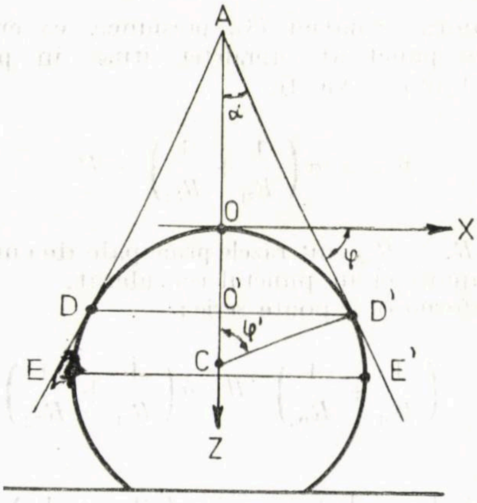

A
α
O
X
φ
D
O'
D'
φ'
E
C
E'
Z

Fig. 4. Mărimile geometrice măsurabile care intervin în calculul tensiunii superficiale

care s-au trasat și tangentele AD, AD' corespunzătoare lui $\alpha = 30°$ și $\alpha = 45°$, se determină EE' și AO necesare. Valorile AO, care se pot măsura, corespund unghiurilor $\varphi = 60°$ și $\varphi = 45°$, iar prin rotirea grilei cu 180° se măsoară pentru $\varphi = 120$ și 135°. Cu valorile AO și EE' găsite experimental se calculează valoarea raportului $AO/(EE'/2)$ care, pentru un φ ales, este introdusă în tabelele de calcul unde sînt trecute $\beta = f_1(AO/EE'/2)$ și $x_{90} = f_2(AO/EE'/2)$, iar prin interpolare inversă se găsesc valorile β și x_{90} corespunzătoare. Ținînd seamă de notațiile făcute la scrierea ecuației (13) rezultă că raza de curbură la vîrful picăturii reale va fi

$$b = (EE'/2)/x_{90}\ (15),$$

iar tensiunea superficială σ este dată de relația

$$\sigma = \frac{\rho g b^2}{\beta} \tag{16}$$

Descrierea instalației

Instalația destinată determinărilor de tensiune superficială, utilizată pentru verificarea metodei picăturii așezate, este prezentată schematic în figura 5 și este constituită din trei subansambluri principale, funcționînd fiecare ca sistem individual independent :

a) sistemul de vidare și realizare a atmosferei de protecție (azot, argon, heliu) este constituit din pompă de vid preliminar (*15*), vas tampon (*16*), două pompe de difuzie (*17*, *18*), capcană de ulei (*19*), răcită cu agregatul frigorific (*24*) ; introducerea gazului inert se face prin intermediul ventilului (*7*), după ce în prealabil ventilul (*20*) a fost închis; vidul maxim atins este 10^{-5} torr, iar pentru atmosfera de gaz inert, presiunea de lucru $10^{-2} \div 760$ torr;

b) sistemul de încălzire și măsură a temperaturii este constituit din cuptor cu inducție (*2*) (inductor de cupru răcit cu apă și indus de grafit), generator de medie frecvență și pirometru optic de precizie 1,5% cu vizare prin prismă cu reflexie totală;

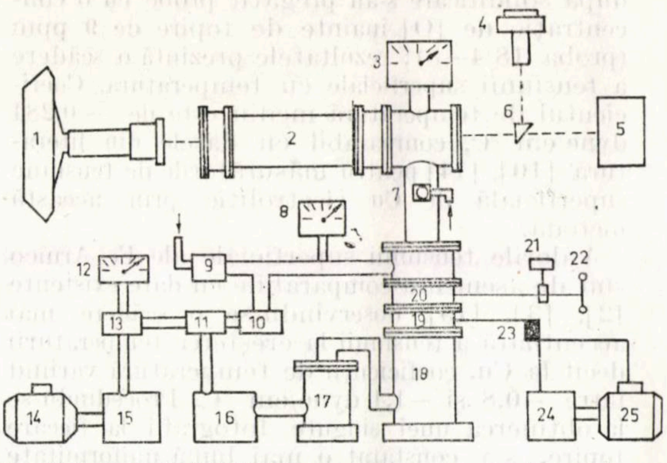


Fig. 5. Schema instalației pentru determinarea tensiunii superficiale:

1 — sistem de fotografiere; *2* — cuptor; *3* — manometru; *4* — pirometru; *5* — sursă de lumină; *6* — prismă optică; *7* — ventil pentru introducerea gazului inert; *8* — instrument pentru măsurarea vidului înalt; *9* — ventil pentru introducerea aerului în cuptor; *10* — ventil pentru vidarea cuptorului în direct; *11* — ventil pentru vidarea vasului tampon; *12* — aparat pentru măsurarea vidului preliminar; *13* — ventil principal; *14* — motorul pompei de vid preliminar; *15* — pompă de vid preliminar; *16* — vas tampon; *17, 18* — pompe de difuzie; *19* — capcană; *20* — ventilul vidării prin difuzie; *21* — contactor electric; *22* — sistem pentru comutarea ventilului difuziei; *23* — termostat; *24* — agregat frigorific; *25* — motorul agregatului frigorific

c) sistemul de fotografiere (*1*) este constituit din aparat de fotografiat, sistem de reglare fină a aparatului fotografic, ansamblu de tuburi telescopice și un teleobiectiv; se pot obține imagini mărite de cinci ori, iar pentru obținerea imaginilor se poate folosi o sursă de lumină (5), așezată coliniar cu picătura și aparatul de fotografiat.

Timpul necesar obținerii unei imagini a fost de 8—20 s, după stabilizarea temperaturii, care durează 5—12 min. După developare imaginea mai poate fi mărită în continuare, rezultînd pentru imaginea pe care se fac măsurătorile parametrilor geometrici o mărire de 12—25 ori.

Procedura experimentală

Pentru verificarea metodei s-au făcut determinări de tensiune superficială pentru Cu electrolitic și Fe Armco cu 0,028%C, folosind ca suporți plăcuțe de alumină sinterizată, cu porozitate zero și puritate p.a. Din probele metalice au fost strunjiți și rectificați cilindri cu diametrul de 6 ± 0,02 mm și greutatea 1,2—1,4 g, care după degresare au fost păstrați în exicator cel mult o oră înaintea introducerii în cuptor și vidarea acestuia, pentru a se evita oxidarea lor.

După introducerea unei probe în cuptor și realizarea unui vid de 10^{-4}—10^{-5} torr se pornește încălzirea cu viteza de 10°C/min, păstrîndu-se în funcțiune sistemul de vidare pînă la atingerea temperaturii de 900°C pentru Cu și 1 200°C pentru Fe. La aceste temperaturi se introduce în cuptor argon de puritate 99,98%, uscat și purificat suplimentar, pînă la atingerea unei presiuni de 50—100 torr, care se menține pînă la sfîrșitul determinării. Fotografierea picăturii se face la temperaturi care pot fi menținute constante prin manevrarea ploturilor generatorului de medie frecvență. Pentru a se asigura un timp de contact cît mai scurt între picătură și suport, după topire s-a încălzit rapid pînă la o anumită temperatură, iar după stabilizarea acesteia s-a făcut o singură fotografie. Obținerea imaginilor la diferite temperaturi prin acest procedeu a condus la eliminarea unei surse de erori, care în cazul Fe a dat abateri medii de ± 100 dyne/cm.

Interacțiunea cu suportul de alumină s-a controlat prin măsurători ale concentrației oxigenului înainte și după topire și verificarea aderențelor cu ajutorul unui stereomicroscop; măsurătorile pe aceste probe oricum nu au fost luate în considerare la medierea rezultatelor.

Rezultate și discuții

Deoarece pentru măsurătorile efectuate atît pe probele de Cu, cît și de Fe Armco s-au obținut valori diferite ale σ_{LV} la aceeași temperatură, a fost necesară o mediere a rezultatelor, nu înainte însă de a stabili care sînt erorile introduse de măsurătorile parametrilor geometrici ai picăturii.

Valoarea tensiunii obținute în urma prelucrării statistice a rezultatelor experimentale este dată sub forma $\bar{\sigma} \pm tpS$, unde S este abaterea pătratică medie a unei serii de citiri de parametri, calculată cu formula:

$$S = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^{n} (x_i - \bar{x})^2}{n(n-1)}} \tag{17}$$

în care x_i sînt valorile citirilor individuale, $\bar{x}$ este valoarea medie a parametrului urmărit, iar n este numărul de citiri efectuate pentru fiecare imagine a picăturii [6]. În cazul de față valorile x_i sînt raporturile H/r pentru unghiurile de 45, 60, 120 și 135°.

Intervalul de încredere pentru o probabilitate de 95%, după tabelele din lucrarea lui Yule și Kendall [7], este:

$$\Delta\bar{\sigma} = \pm 1{,}9\ S \tag{18}$$

astfel că valorile reale ale tensiunii superficiale sînt cuprinse în intervalul $\overline{\sigma} \pm 1{,}9\ S$ cu o probabilitate de 95%.

În tabelul 1 sînt prezentate rezultatele unor astfel de calcule, făcute pentru o probă de Fe Armco și obținute pentru zece citiri ale mărimilor H și r la unghiuri de 45, 60 și 120°.

Se observă că pentru măsurătorile la unghiuri de 45°, o eroare relativ mică $S_{H/r} = 1{,}395 \cdot 10^{-3}$ atrage după sine o eroare în calculul tensiunii de 8 dyne/cm, pe cînd la unghiuri mari, de 120°, o eroare relativ mare $S_{H/r} = 4{,}78 \cdot 10^{-3}$ dă o eroare pentru valoarea tensiunii de numai 5,5 dyne/cm. Știindu-se că, în valoarea β medie pentru trei unghiuri, măsurătoarea de 120° are cea mai mare pondere, rezultă că la o micșorare a erorii pentru măsurătoarea parametrilor H și r la 120° rezultă o evidentă micșorare a erorii de calcul al tensiunii la o anumită temperatură.

Acest procedeu de calcul s-a utilizat în toate calculele de tensiune superficială, în tabelul 2 fiind prezentate trei serii de rezultate pentru Cu și Fe Armco.

Pentru proba de Cu la care concentrația oxigenului înainte de topire este mare (4/6—4/9), se constată o creștere a tensiunii superficiale, normală dacă se ține seamă de o scădere în același sens a concentrației de oxigen.

De altfel, datele lui Rhee [8], O'Brien și Chaklader [9] confirmă o influență mai importantă a conținutului în [O] în Cu lichid, decît a temperaturii asupra tensiunii superficiale. Pentru a se evita efectul oxigenului și bineînțeles pentru a elimina o nouă sursă de erori s-a retopit Cu electrolitic în vid, din care după solidificare s-au pregătit probe cu o concentrație de [O] înainte de topire de 9 ppm (proba 18/4—8); rezultatele prezintă o scădere a tensiunii superficiale cu temperatura. Coeficientul de temperatură mediu este de — 0,284 dyne/cm °C, comparabil cu datele din literatură [10], [14] pentru măsurătorile de tensiune superficială de Cu electrolitic prin această metodă.

Valorile tensiunii superficiale ale Fe Armco sînt de asemenea comparabile cu date existente [2], [3], [15], observîndu-se o scădere mai accentuată a tensiunii la creșterea temperaturii decît la Cu, coeficienții de temperatură variind între —0,8 și —1,4 dyne/cm °C. Procedîndu-se la obținerea unei singure fotografii la fiecare topire, s-a constatat o mai bună uniformitate a valorilor obținute, rezultînd ca medie a cinci serii de probe un coeficient de temperatură de — 1,3 dyne/cm °C.

Tabelul 1

Simbol imagine	φ	$\frac{EE'}{2}$, cm	$\overline{H}/r$	$\pm S_{H/r}$ $x 10^3$	X_{90}, cm	$\pm S_{x_{90}}$ $x\,10^3$	$\overline{\beta}$	$\pm S_{\beta}$ $x\,10^3$	σ_{φ}, dyne·cm⁻¹	$\pm S_{\sigma_{\varphi}}$, dyne·cm⁻¹
15/30	45		0,4468864	1,395	0,8994511	0,4663	0,8364296	5,2184	1 584	8
	60	0,3931277	1,0581369	1,960	0,8960386	0,4000	0,8726276	4,4769	1 526	6,5
	120		2,7933435	3,350	0,8992777	0,2113	0,8383679	2,3653	1 581	4
15/31	45		0,4479482	2,659	0,8962601	0,8867	0,8721433	9,9222	1 525	14
	60	0,3926024	1,0617647	2,290	0,8893495	0,4695	0,9521181	15,0711	1 418	20,5
	120		2,7954102	4,780	0,9005821	0,3016	0,8237763	3,3750	1 598	5,5
15/32	45		0,4470679	2,550	0,8989060	0,8656	0,8425342	9,6869	1 571	15
	60	0,3919253	1,0629683	7,900	0,8871228	1,6150	0,9783224	19,0447	1 389	22
	120		2,7947826	3,950	0,9001862	0,2492	0,8282070	2,7889	1 594	4,5

Tabelul 2

Simbol imagine	Mat. pic.	% [0]		Temp., °C	ρ, g/cm³	σ, dyne·cm⁻¹	$\pm S_{\sigma}$, dyne·cm⁻¹	$\overline{\sigma}$, dyne·cm⁻¹
		înainte	după					
4/6	Cu	0,0017	0,0008	1 145	7,92263	1 094	12	1 094±23,5
4/8				1 270	7,83222	1 120	21	1 120±41
4/9				1 370	7,75753	1 158	9	1 158±17,5
18/4	Cu	0,0009	0,0009	1 195	7,88725	1 148	14	1 148±26,6
18/5				1 305	7,80470	1 135	9,5	1 135±18
18/6				1 425	7,71822	1 074	6	1 074±11,5
18/8				1 680	7,53346	1 012	23	1 012±44
15/30	Fe	0,0186	0,0100	1 590	7,11450	1 573	7	1 573±13,3
15/31				1 625	7,07425	1 533	17,5	1 533±33,3
15/32				1 655	7,04550	1 522	8	1 522±15,2

Concluzii

Lucrarea prezintă aspectele teoretice legate de determinarea tensiunii superficiale a metalelor şi aliajelor topite prin metoda picăturii aşezate, descrie procedeele de măsură şi de calcul, instalaţia de lucru şi rezultatele experimentărilor, care au condus la verificarea metodei şi la stabilirea limitelor de erori.

Valorile tensiunilor superficiale obţinute pentru Cu electrolitic şi Fe Armco sînt comparabile cu datele din literatură şi, cu o probabilitate de 95%, reprezintă valorile reale ale tensiunii în măsura în care pot fi eliminate sursele de erori.

Metoda este aplicabilă şi altor lichide, cu condiţia ca acestea să nu interacţioneze cu materialul refractar folosit ca suport.

BIBLIOGRAFIE

[1] Kozakevitch, P., Chatel, S. Urbain, G. şi Sage, M. În: Rev. Met. 52, nr. 2, 1955, p. 139–172.

[2] Kozakevitch, P. şi Urbain, G. În: Rev. Met., 58, 6, 1961, p. 401–403; nr. 7, 1961, p. 517–34; nr. 12, 1961, p. 931–47.

[3] Kozakevitch, P. şi Olette, M. În: Rev. Met., 68, nr. 10, 1971, p. 635–46.

[4] Adamson, A. W. *Physical Chemistry of Surfaces.* N. Y.–L–Sydney, John Wiley & Sons, 1966.

[5] Kozakevitch, P. şi Urbain, G. În: J. Iron Steel Inst., 186, nr. 6, 1957, p. 167–173.

[6] * * * *Curs de pregătire a metrologilor autorizaţi.* Bucureşti, Ed. tehnică, 1971.

[7] Yule, S. U. şi Kendall, M. C. *Introducere în statistică.* Bucureşti.

[8] Rhee, S. K. În: J. Amer. Cer. Soc., 54, nr. 8, 1971, p. 376–79.

[9] O'Brien, T. E. şi Chaklader, A. C. D. În: J. Amer. Cer. Soc., 57, nr. 8, 1974. p. 329–32.

[10] Rhee, S. K. În: J. Amer. Cer. Soc., 53, nr. 12, 1970, p. 639–41.

[11] Pawlek, F., Thielsch, W. şi Wuth, W. În: Metall, nr. 15, 1961, p. 1076–78.

[12] Gans, W., Pawlek, F. şi Van Roepenack, A. În: Z Metallk., 54, 1963, p. 147–53.

[13] Allen, B. C. şi Kingery, W. D. În: Trans. AIME, 215, nr. 1, 1959, p. 30–36.

[14] Rhee, S. K. În: J. Amer. Cer. Soc., 55, nr. 3, 1972, p. 157–59.

[15] Tarevski, B. V. şi Popel, S. I. În: Iz. Vuz. C. Met., nr. 12, 1960, p. 12–16.

◆

DOCUMENTARE

Instalaţie de preîncălzire a cărbunilor la Nippon Steel

În noiembrie 1979 s-a fabricat la uzina Muroran, a firmei Nippon Steel, cocs din cărbune preîncălzit. În cadrul acestei baterii de cocsificare, cărbunele cocsificabil se tratează termic prin procedeul Precarbon dezvoltat de Didier Engineering GmbH şi Bergbau-Forschung GmbH. După terminarea funcţionării de probă a instalaţiei Precarbon, s-a dat în funcţiune instalaţia completă.

Deoarece Japonia importă aproape întreaga cantitate de cărbune, extinderea gamei de cărbune cocsificabil a fost principalul motiv pentru Nippon Steel Corp. de a introduce procedeul Precarbon în uzinele Muroran şi Oita. Aplicarea acestui procedeu creează posibilitatea utilizării a pînă la 20% cărbune slab — sau necocsificabil, cu o creştere a randamentului de 35% şi îmbunătăţirea calităţii cocsului.

În cazul nefolosirii cărbunilor cocsificabili inferiori este posibilă o creştere a randamentului de 5 – 60%.

Parametrii principali ai bateriei de cocsificare şi ai instalaţiei Precarbon:

Nr. de baterii	1
Nr. cuptoarelor	42
Tipul cuptoarelor	Nippon Steel M
Înălţimea camerei (rece)	6 500 mm
Lungimea camerei (rece)	15 800 mm
Lăţimea medie a camerei (rece)	430 mm
Volumul de încărcare a camerei	39,1 m³
Nr. colectoarelor de gaz	2
Nr. liniilor de preîncălzire	2
Productivitatea la o preîncălzire	100 t/h cărbune umed cu 10% apă
Gaz de ardere pentru preîncălzirea cărbunilor	gaz de amestec (pentru menţinere şi gaz de cocsificare)

Comanda preîncălzirii şi bateriei se face cu ajutorul microprocesoarelor şi calculatoarelor. La uzinele Gary din cadrul firmei United States Steel Corp. (S.U.A.) funcţionează de cîţiva ani două instalaţii Precarbon; instalaţia de la Nippon Steel Corp. este a treia de acest gen. În timp ce instalaţiile din Gary au posibilitatea să încarce, în anumite cazuri, şi cărbune umed, la Nippon Steel programul se limitează la cărbune preîncălzit.

Recunoaşterea pe plan mondial a procedeului Precarbon reiese din faptul că în prezent sînt cinci instalaţii în funcţiune sau în construcţie, cu o capacitate anuală de cca 7,0 mil. t cărbune preîncălzit.

(În: *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 2, 1980, p. 81*)

Instalaţie de gazificare a cărbunilor la Saarberg-Otto

Ca nou prototip de instalaţii de gazificare a cărbunilor de „generaţia a 2-a" s-a dat în funcţiune, la 3 dec. 1979, o instalaţie demonstrativă la Dr. C. Otto et Comp. GmbH, Bochum şi Saarbergwerke AG în Völkingen-Fürstenhausen.

Gazificarea cărbunelui mărunt se realizează peste o baie de zgură, într-o zonă de turbulenţă ridicată cu schimb intens de materiale şi căldură. Gazul produs conţine în principal oxid de carbon şi hidrogen.

Instalaţia demonstrativă este proiectată pentru un debit de cărbune de 10,5 t/h, o presiune de gazificare de 25 bar şi poate produce cca 22 000 m² gaz/h. Se pot gazifica sorturi de cărbuni cu conţinut de cenuşă pînă la 40%. Procedeul se poate aplica şi la gazificarea simultană a combustibililor solizi şi lichizi. În funcţie de substanţele de gazificare se pot produce gaz de sinteză, gaz reducător, gaz de ardere sau gaz sărac.

Programul de încercări prevede testarea instalaţiei la diferite trepte de presiune şi sarcini şi determinarea funcţionării optime, în cazul utilizării diferitelor sorturi de cărbuni.

(În: *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 2, 1980, p. 80– 81*).

◆

Alegerea procedeului de topire a fontei în turnătorii

Ing. C. Pancu
I.C.S.I.T.P.S.C. – București

CZ : 621.745

Utilizarea metodei de analiză morfologică avînd la bază teoria mulţimilor este indicată în cazul problemelor a căror rezolvare, prin găsirea unor soluţii, implică o combinare între mai multe elemente care formează un ansamblu, fiecare element admiţînd mai multe variante.

Pentru a utiliza avantajele metodei de ,,analiză morfologică'' care a dat rezultate bune în rezolvarea multor probleme privind alegerea soluţiei optime în activitatea de proiectare, s-a căutat să se aplice această metodă la alegerea procedeului de topire a fontei în turnătoriile de piese, luînd în comparaţie ca utilaje de topire cubiloul şi cuptorul electric de inducţie cu creuzet.

În scopul evaluării variantelor luate în considerare, s-au parcurs iniţial două etape principale :

Stabilirea criteriilor de evaluare

În cadrul lucrării au fost stabilite criteriile de mai jos :

— controlul compoziţiei chimice a fontei lichide ;

— controlul temperaturii fontei lichide ;

— posibilitatea elaborării fontelor aliate (sau modificate) ;

— pierderi de metal prin ardere la elaborare ;

— preţul încărcăturii metalice ;

— consumul energetic global raportat la tona de fontă lichidă elaborată ;

— valoarea (costul) agregatului de topire ;

— suprafaţa ocupată de agregatul de topire ;

— gradul de poluare a mediului de către agregatul de topire ;

— calificarea necesară personalului de la elaborare.

Se menţionează că numărul criteriilor de evaluare nu este limitat, putînd fi introduse în comparaţie şi alte criterii.

Determinarea coeficientului de importanţă K

Coeficientul de importanţă K stabileşte, prin comparaţie, dacă un criteriu este mai important decît alt criteriu luat în considerare. Se compară astfel primul criteriu pe rînd cu fiecare din restul de criterii (în cazul nostru nouă criterii), apoi al doilea cu restul de nouă criterii şi aşa mai departe. Se acordă în urma comparaţiei un punctaj după un barem stabilit de la început.

În cazul de faţă s-a folosit următorul barem :

	Punctaj acordat pentru criteriul *a*,	criteriul *b*
– primul criteriu (*a*) mai important decît criteriul cu care se compară (*b*)	2	0
– primul criteriu (*a*) egal de important cu criteriul cu care se compară (*b*)	1	1
– primul criteriu (*a*) mai puţin important decît criteriul cu care se compară (*b*)	0	2

Punctajul obţinut de fiecare criteriu, în comparaţie cu fiecare din celelalte nouă criterii luate în considerare, se trece într-un tabel matricial conform celor prezentate în tabelul 1. Se observă astfel că pe primele trei locuri se clasifică în ordine descrescătoare a valorii coeficientului de importanţă K următoarele criterii :

— locul *1* — controlul temperaturii fontei lichide ;

— locul *2* — valoarea (costul) agregatului de topire ;

— locul *3* — consumul energetic global (raportat la tona de fontă lichidă elaborată).

Determinarea importanţei criteriilor după această metodă poate să conţină şi un anumit grad de subiectivitate, totuşi oferă o orientare pe bază analitică asupra clasificării criteriilor luate în considerare.

Evaluarea variantelor

Pentru evaluarea variantelor se foloseşte pe lîngă coeficientul de importanţă K şi un coeficient G, privind gradul de satisfacere a condiţiilor tehnico-economice impuse criteriilor de comparaţie luate în considerare. Punctajul pentru gradul de satisfacere G se acordă după următorul barem :

— pentru foarte bine = 6 puncte
— pentru bine = 4 puncte
— pentru acceptabil = 2 puncte
— pentru neacceptabil = 0 puncte

Se poate folosi un alt barem pentru coeficientul G, deoarece concluzia finală va fi aceeaşi.

Determinarea coeficientului de importanță K *Tabelul 1*

Criteriul de bază	Criteriul de comparație										Total		Coeficientul de importanță (*K*)	Clasificarea (locul)
	Controlul compoziției chimice a fontei lichide	Controlul temperaturii fontei lichide	Posibilitatea elaborării fontelor aliate	Pierderile de metal prin ardere la elaborare	Prețul încărcăturii metalice	Consumul energetic global	Valoarea agregatului de topire	Suprafața ocupată de agregatul de topire	Gradul de poluare a mediului	Calificarea necesară a personalului de la elaborare	puncte,	%		
Controlul compoziției chimice a fontei lichide	—	0	1	2	2	1	0	1	2	1	10	11,12	0,1112	5
Controlul temperaturii fontei lichide	2	—	2	2	2	1	1	2	2	2	16	17,78	0,1778	1
Posibilitatea elaborării fontelor aliate	1	0	—	2	2	1	1	2	2	1	12	13,33	0,1333	4
Pierderile de metal prin ardere la elaborare	0	0	0	—	1	0	0	0	0	1	2	2,22	0,0222	8
Prețul încărcăturii metalice	0	0	0	1	—	0	0	0	0	1	2	2,22	0,0222	8
Consumul energetic global (raportat la tona de fontă lichidă elaborată)	1	1	1	2	2	—	1	2	2	2	14	15,56	0,1556	3
Valoarea (costul) agregatului de topire	2	1	1	2	2	1	—	2	2	2	15	16,67	0,1667	2
Suprafața ocupată de agregatul de topire	1	0	0	2	2	0	0	—	2	2	9	10,00	0,1000	6
Gradul de poluare a mediului	0	0	0	2	2	0	0	0	—	1	5	5,55	0,0555	7
Calificarea necesară a personalului de la elaborare	1	0	1	1	1	0	0	0	1	—	5	5,55	0,0555	7
Total	8	2	6	16	16	4	3	9	13	13	90	100,0	1,0000	*

Evaluarea variantelor *Tabelul 2*

Criterii de evaluare	Coeficientul de importanță (*K*)	Variante			
		cubilou cu cocs și aer rece		Cuptor electric de inducție cu creuzet	
		G_1	$K \times G_1$	G_2	$K \times G_2$
Controlul compoziției chimice a fontei lichide	0,1112	2	0,2224	6	0,6672
Controlul temperaturii fontei lichide	0,1778	2	0,3556	6	1,0668
Posibilitatea elaborării fontelor aliate	0,1333	4	0,5332	6	0,7998
Pierderi de metal prin ardere la elaborare	0,0222	2	0,0444	6	0,1332
Prețul încărcăturii metalice	0,0222	2	0,0444	2*	0,0444
Consumul energetic global	0,1556	6	0,9336	0	0,0000
Valoarea (costul) agregatului de topire	0,1667	6	1,0002	2	0,3334
Suprafața ocupată de agregatul de topire	0,1000	6	0,6000	2	0,2000
Gradul de poluare a mediului	0,0555	2	0,1110	6	0,3330
Calificarea necesară a personalului de la elaborare	0,0555	6	0,3330	2	0,1110
Total	1,0000	*	4,1778	*	3,6888

* S-a apreciat că nu se va dispune de deșeuri metalice ieftine și se vor folosi aceleași deșeuri ca și la cubilou.

Prin înmulțirea celor doi coeficienți *K* și *G* se obține un punctaj global pentru fiecare criteriu introdus în comparație, punctaj care se trece într-un tabel și se însumează pentru fiecare variantă de proiectare. Varianta cu punctajul total mai mare are prioritate. În cazul de față pentru cele două variante de elaborare — cubilou cu aer rece și cuptor electric de inducție cu creuzet — rezultatele au fost trecute în tabelul 2, de unde rezultă o situație favorabilă pentru topirea în cubilou față de topirea în cuptor electric prin inducție. Avantajul în favoarea cubiloului este generat în principal de valoarea mai mare a cuptorului electric de inducție și de consumul energetic global mai mare la topirea în cuptor electric.

* * *

Metoda de analiză morfologică aplicată la alegerea procedeului de topire a fontei în turnătoriile de piese — prezentată în cadrul lucrării — poate fi îmbunătățită prin introducerea în comparație și a altor criterii, astfel ca procedeul ales pentru topirea fontei să satisfacă integral condițiile tehnice impuse pieselor turnate din fontă concomitent cu realizarea unor consumuri energetice globale la nivel optim.

Metoda trebuie să fie susținută apoi cu calcule de consumuri energetice pentru topirea metalului.

Plăci model tipizate, cu schimbare rapidă, pentru mașinile de format tip MF.11—MF.13—MF.22

Ing. M. Horga
Întreprinderea mecanică—Roman

CZ : 621.744.072 : 658.516

La formarea mecanizată a pieselor mici în turnătorii, o largă întrebuințare o au mașinile de format prin scuturare-presare tip MF.11, MF.13 sau MF.22.

Datorită condițiilor grele de lucru ale modelelor (solicitări mecanice, abraziunea amestecului de formare etc.), se preferă modele metalice sau eventual din rășini epoxidice. Aceste modele sînt avantajoase, deoarece permit obținerea de piese turnate cu precizie dimensională mărită și rugozitate mică, dar au un cost ridicat, fiind rentabile în cazul producției de serie mare și de masă.

În cazul fabricației de piese turnate pentru mașini-unelte, caracterul producției fiind de serie mică sau mijlocie, de obicei se practică formarea manuală și trebuie găsite metode corespunzătoare pentru a extinde formarea mecanizată cu un număr cît mai mic de modele metalice.

Plăcile model netipizate (actuale, clasice)

În prezent se lucrează frecvent cu plăci model de o singură mărime, determinată de lumina ramelor de formare — de ex. 600 × 425 mm (MF.11) sau 710 × 600 mm (MF.13—MF.22) — pe care se amplasează unul sau mai multe modele ale aceluiași reper, fapt ce conduce la necesitatea execuției unui număr mare de modele (fig. 1).

Amplasarea pe aceeași placă model a mai multor modele de la repere diferite are dezavantajul că se creează perturbații în programarea loturilor de fabricație și apar dificultăți legate de diversitatea condițiilor tehnologice de turnare.

De asemenea amplasarea pe plăci în coordonate a modelelor, experimentată în turnătoria pentru piese mici, nu a permis combinații nelimitate și tipizarea rețelelor de turnare.

Plăcile model tipizate

Analizînd aceste aspecte și implicațiile economice asupra costului pregătirii fabricației, s-a căutat să se reducă numărul de modele necesar și să se simplifice constructiv plăcile model, astfel încît formarea mecanizată să devină rentabilă și pentru producția de serie mică, în speță piese pentru mașini-unelte.

Astfel, s-au înlocuit plăcile model clasice, de mărime constantă, cu altele tipizate la dimensiuni submultiple: sfert (plăci tip *IV*) (fig. 2); jumătate (placă tip *II*) (fig. 3) sau întreagă (placă tip *I*) (fig. 4).

Plăcile tipizate pot fi integrate după necesități în plăci model-suport (cadru, matrice), turnate din fontă sau aliaje de aluminiu și care pot avea:

— patru locașuri pentru plăci tip *IV*;
— două locașuri pentru plăci tip *IV*;
— două locașuri pentru plăci tip *II*;
— două locașuri pentru plăci tip *IV*, combinate cu un locaș tip *II*.

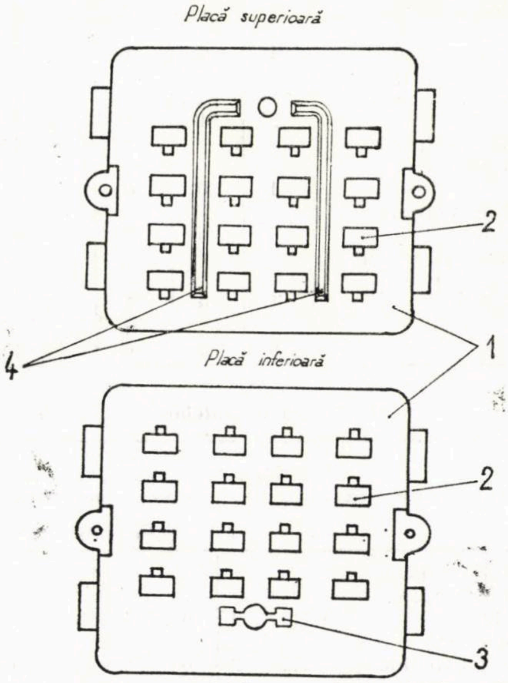


Fig. 1. Amplasarea modelelor pe plăci model netipizate: *1*—placă model; *2*—modele; *3*—drosel; *4* — canale de distribuție

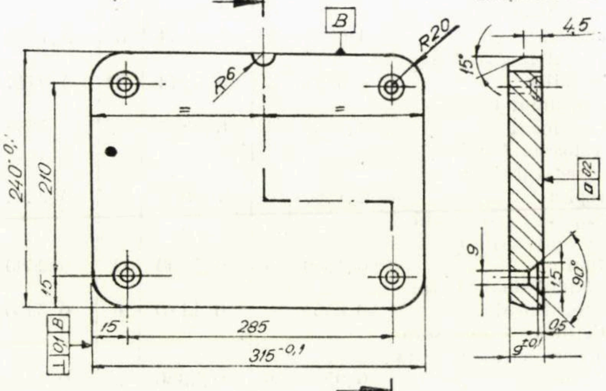
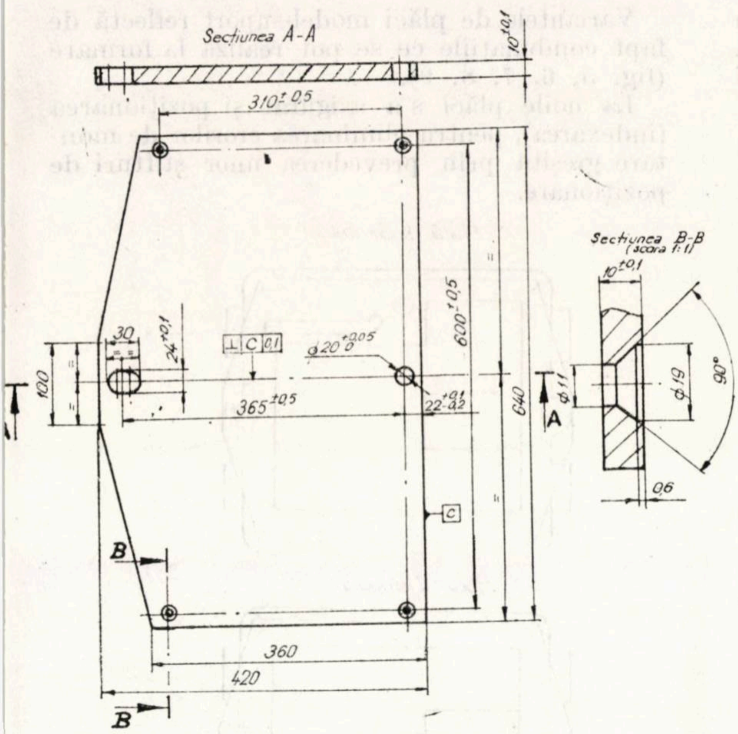


Fig. 2. Placă model tipizată (tip *IV*) folosită la MF.11—MF.13—MF.22


Secțiunea A-A
10±0,1
310±0,5
Secțiunea B-B (scara 1:1)
10±0,1
30
24±0,1
⊥ C 0,1
⌀20 +0,05 0
600±0,5
640
100
365±0,5
22 +0,1 -0,2
⌀11
⌀19
90°
0,6
A
B
C
360
420

g. 3. Placă model tipizată (tip *II*) folosită la MF.13 – MF.22

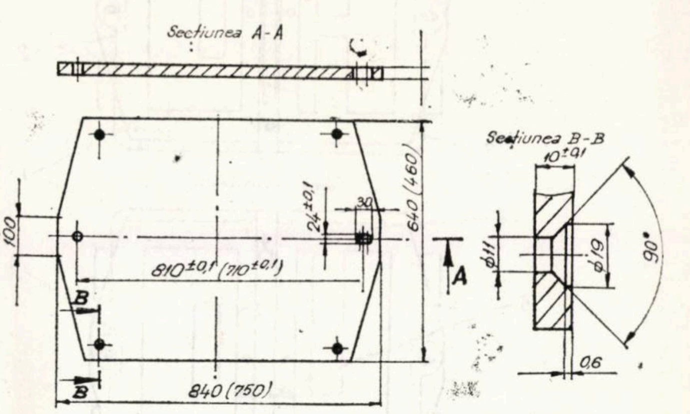
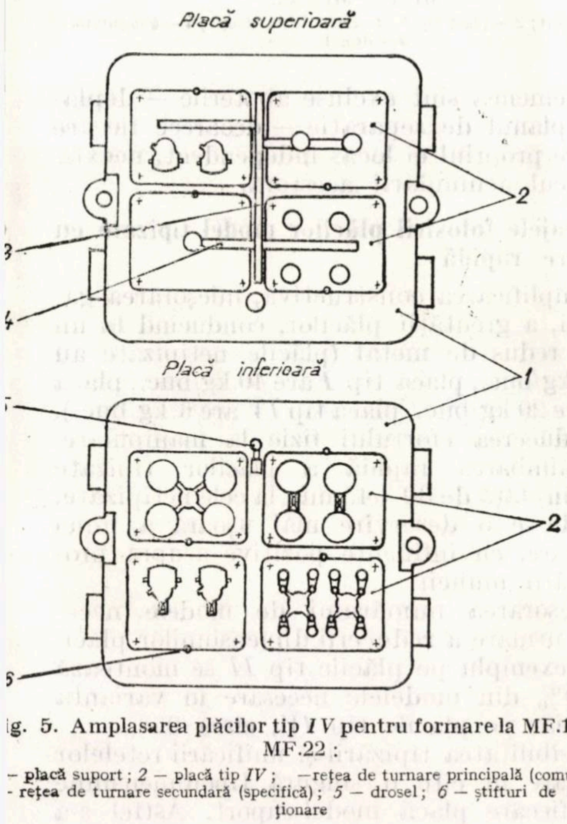

Secțiunea A-A
C
Secțiunea B-B
10±0,1
24±0,1
30
640 (460)
100
810±0,1 (710±0,1)
A
B
840 (750)
⌀11
⌀19
90°
0,6

Fig. 4. Placă model tipizată (tip *I*) folosită la MF.11 – MF.13 – MF.22

Cotele din paranteză sînt variabile pentru M.F. 11


Placă superioară
Placă inferioară
1
2
2
3
4
5
6

ig. 5. Amplasarea plăcilor tip *IV* pentru formare la MF.13 – MF.22 :

– placă suport ; 2 – placă tip *IV* ; – rețea de turnare principală (comună) ; - rețea de turnare secundară (specifică) ; 5 – drosel ; 6 – știfturi de poziționare

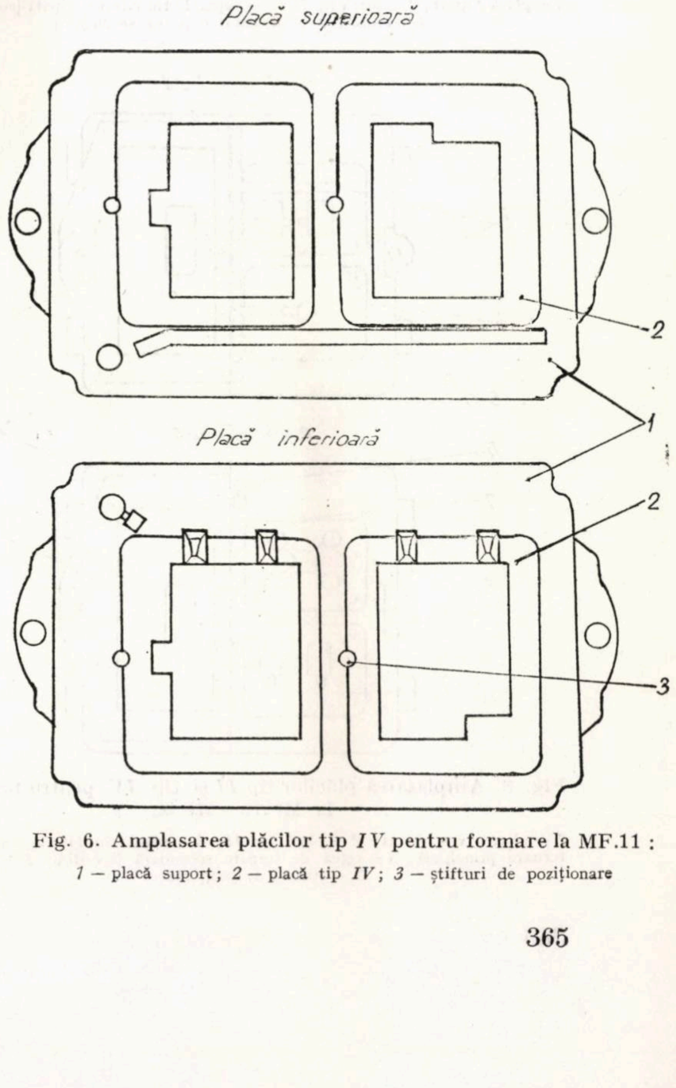

Placă superioară
Placă inferioară
1
2
2
3

Fig. 6. Amplasarea plăcilor tip *IV* pentru formare la MF.11 :

1 – placă suport ; *2* – placă tip *IV* ; *3* – știfturi de poziționare

Observații. Plăcile tip *I* se montează prin suprapunere pe plăcile model clasice, centrarea realizîndu-se cu știfturile de centrare ale ramei de formare.

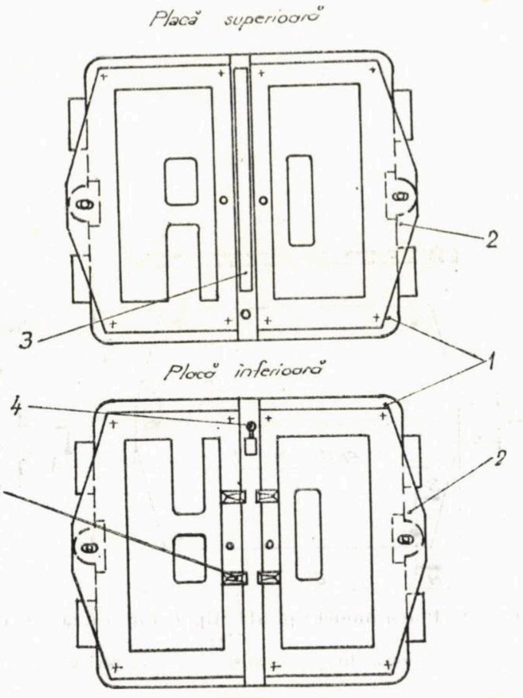


Fig. 7. Amplasarea plăcilor tip *II* pentru formare la MF.13—MF.22 :

1 — placă suport ; *2* — placă tip *II* ; — rețea de turnare principală (comună) ; *4* — drosel ; *5* — alimentator (rețea secundară)

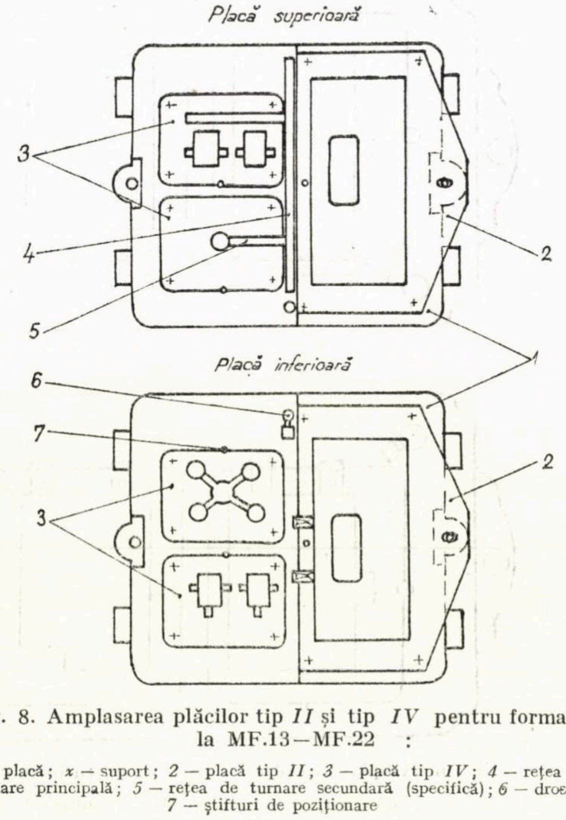


Fig. 8. Amplasarea plăcilor tip *II* și tip *IV* pentru formare la MF.13—MF.22 :

1 — placă ; *x* — suport ; *2* — placă tip *II* ; *3* — placă tip *IV* ; *4* — rețea de turnare principală ; *5* — rețea de turnare secundară (specifică) ; *6* — drosel ; *7* — știfturi de poziționare

Variantele de plăci model-suport reflectă de fapt combinațiile ce se pot realiza la formare (fig. 5, 6, 7, 8, 9).

La noile plăci s-a asigurat și poziționarea (indexarea), pentru eliminarea erorilor de montare greșită prin prevederea unor știfturi de poziționare.

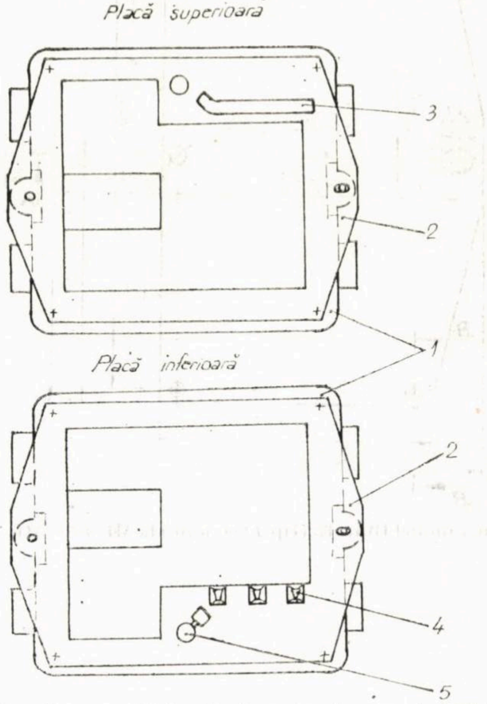


Fig. 9. Amplasarea plăcilor tip *I* pentru formare la MF.11—MF.13—MF.22 :

1 — placă suport ; *2* — placă tip *I* ; *3* — canal de distribuție ; *4* — alimentatori ; *5* — drosel

De asemenea sînt excluse abaterile — deplasări în planul de separație — deoarece fiecare placă are propriul ei locaș independent, neexistînd riscul acumulării acestora.

Avantajele folosirii plăcilor model tipizate cu schimbare rapidă

— Simplificarea constructivă, micșorarea gabaritului, a greutății plăcilor, conducînd la un consum redus de metal (plăcile netipizate au cca 120 kg/buc., placa tip *I* are 40 kg/buc., placa tip *II* are 20 kg/buc., placa tip *IV* are 6 kg/buc.).

— Reducerea efortului fizic la manipulare.

— Schimbarea rapidă a plăcilor tipizate (1—2 min) față de 30—45 min la cele netipizate, realizîndu-se o deservire mai ușoară a liniei de formare, cu influențe pozitive asupra productivității muncii.

— Micșorarea numărului de modele necesare, ca urmare a reducerii dimensiunilor plăcilor ; de exemplu pe plăcile tip *II* se montează circa 50% din modelele necesare în varianta clasică, iar pe plăcile tip *IV*, circa 25%.

— Posibilitatea tipizării și unificării rețelelor de turnare în cîte o singură tipodimensiune pentru fiecare placă model-suport. Astfel s-a conceput o rețea de turnare formată dintr-o rețea principală constantă, compusă din piciorul de turnare și canalul de distribuție (colector) invariabile și de o singură mărime, amplasată pe culoarul dintre plăcile model, satisfăcînd turnarea tuturor tipurilor de piese mici și o rețea secundară specifică fiecărei piese (reper), formată din alimentatoare, maselote și canale de distribuție secundare, amplasată cu modelele pe placa model tipizată.

La montaj, rețeaua secundară se alipește de cea principală.

Un alt avantaj il constituie posibilitatea programării de repere cu loturi diferite de fabricație, deoarece după formarea numărului de piese dintr-un reper se poate scoate rapid numai placa model respectivă, înlocuindu-se cu alta avînd alt reper, continuîndu-se formarea fără stagnări în producție.

— De o mare însemnătate este și faptul că plăcile tipizate sînt astfel concepute încît pot fi folosite la mașini diferite (MF.11—MF.13—MF.22), integrate în linii de formare distincte, fapt ce permite în caz de necesitate (întreruperi accidentale ale unei linii, avarii) să se transfere operativ fabricația reperelor pe altă linie (mașină).

Se poate afirma că există posibilitatea transferării rapide a fabricației chiar și între turnătorii diverse, care au în dotare mașini MF.11, MF.13, MF.22 sau altele similare, fără a mai fi necesar a se confecționa alte SDV-uri de formare.

Eficiența economică este determinată de diferența cheltuielilor făcute pentru pregătirea fabricației — în varianta clasică și cea prezentată.

Pentru un număr de 250 repere mici (în cazul turnătoriei noastre) în varianta clasică de amplasare a modelelor pe plăci netipizate ar fi fost necesare 3 300 modele însă, aplicînd soluția prezentată, au fost executate numai 980 modele, din care :

— 20 modele (15 repere) amplasate pe plăci tip *I* pentru MF.11 ;

— 25 modele (15 repere) amplasate pe plăci tip *I* pentru MF.13—MF.22 ;

— 120 modele (75 repere) amplasate pe plăci tip *IV*, pentru MF.11—MF.13—MF.22;

— 815 modele (245 repere) amplasate pe plăci tip *IV* pentru MF.11—MF.13—MF.22.

Față de costul unei plăci model clasice care este de circa 3 000 lei/buc., cele tipizate au un cost mai mic, de exemplu placa tip *I* pentru MF.11 = 400 lei/buc., placa tip *I* pentru MF.13—MF.22 = 700 lei/buc., placa tip *II* pentru MF.13—MF.22 = 346 lei/buc., iar placa tip *IV* pentru MF.11—MF.13—MF.22 = 175 lei/buc.

Costul mediu al unui model metalic în ambele variante este de circa 1 200 lei/buc.

Reducerea consumului de metal datorită gabaritului mai mic al plăcilor tipizate, precum și reducerea numărului de modele au condus la realizarea unei economii de circa 4 mil. lei, care poate crește prin extinderea acestei metode și la alte repere în viitor.

Concluzii

Deoarece majoritatea turnătoriilor folosesc mașinile de format tip MF.11—MF.13—MF.22 sau alte tipuri similare, există posibilitatea extinderii folosirii plăcilor tipizate, în scopul reducerii costului pregătirii fabricației, al îmbunătățirii calității pieselor turnate ca aspect, precizie dimensională etc. și pentru trecerea la formarea mecanizată a unor repere de serie mică sau mijlocie executate și în alte ramuri ale economiei naționale.

BIBLIOGRAFIE

[1] Ștefănescu, Cl. *Îndrumător pentru turnători*. București, Ed. tehnică, 1972.

[2] Buzilă, S. *Tehnologia formării*. București, Ed. tehnică, 1967.

[3] Skarbinski, M. *Construcția pieselor turnate și proiectarea formelor*. București, Ed. tehnică, 1965.

Prevederile și tendințele dezvoltării metalurgiei metalelor neferoase și rare în R.S.R. (III)

Prof. dr. doc. ing. Fl. Oprea
Institutul politehnic—București

CZ : 669.2/.8(498)

Programul și documentele de Partid privind făurirea societății socialiste multilateral dezvoltate în R.S.R. îi asigură metalurgiei neferoase un cadru optim pentru dezvoltarea sa actuală și în viitor. Din examinarea sumară a realizărilor înregistrate în industria de metale neferoase din țara noastră (tab. 1) rezultă că după 1954 acest sector industrial a făcut un salt deosebit de important. Pe de altă parte, ținînd seamă de situația bazei de materii prime indigene și de perspectivele ce le oferă viitoarele cercetări cu caracter aplicativ, rezultă că există premise promițătoare pentru dezvoltarea și întărirea industriei noastre metalurgice. Atingerea acestui obiectiv reclamă o muncă susținută și în special intensificarea cercetărilor științifice și a lucrărilor de proiectare, precum și formarea de cadre tehnice temeinic pregătite.

Tabelul 1

Dinamica producției de metale neferoase, t

Anul	1954	1966	1976	1978
Plumb	12 000	37 000	47 000	50 000
Cupru (convertizor)	3 500	21 000	55 000	54 000
Zinc	9 500	45 500	56 000	55 500
Aluminiu primar și aliaje de Al	—	47 000	206 000	210 000
Alumină	—	110 000	420 000	460 000

Introducerea progresului tehnic și problemele de inginerie tehnologică în domeniul metalurgiei metalelor neferoase și rare

În cincinalul 1976—1980, prin dezvoltarea multilaterală a economiei țării, s-a impus extinderea sortimentului de metale și aliaje neferoase și rare, pentru a se crea baza de materii prime necesară dezvoltării construcțiilor de mașini și în cadrul acestora a sectoarelor sale de vîrf, cum ar fi tehnica nucleară, industria aerospațială și navală, industria electronică, automatică și tehnica de calcul etc. Din această cauză s-au întocmit programe speciale pentru dezvoltarea imediată a capacităților de producție ale principalelor unități industriale de profil. În domeniul metalurgiei neferoase, producția curentă de minereuri a fost de peste 15 mil. t, urmărind ca în viitorul apropiat (prin punerea în funcțiune a exploatărilor de la Moldova Nouă și Roșia Poieni) să ajungă la circa 30 mil. t.

Metalurgia cuprului concentrată în Baia Mare și Zlatna s-a dezvoltat în mare măsură datorită creșterii ponderii concentratelor cuproase din regiunile Suceava, Munții Apuseni și Banat și a celor ce vor proveni în urma colaborării și cooperării internaționale. La prelucrarea concentratelor cuproase (topirea în suspensie, topirea în cuptor cu vatră, convertizarea matelor) din anul 1980 se va trece la utilizarea aerului îmbogățit în oxigen, urmărindu-se creșterea capacităților de producție ale instalațiilor respective, îmbunătățirea gradului de recuperare a sulfului și eliminarea poluării cu gaze a mediului înconjurător.

Noile uzine vor fi prevăzute cu linii tehnologice pirometalurgice (topirea în suspensie), cu utilizarea aerului îmbogățit în oxigen în toate fazele tehnologice. Se va extinde baza de materii prime prin introducerea în circuitul economic a unor minereuri cu conținuturi scăzute de metale neferoase greu prelucrabile, asigurîndu-se în același timp valorificarea superioară a tuturor elementelor utile din aceste materii prime. Astfel, cantitatea de plumb și zinc din concentratele cuproase din țara noastră, inclusiv din piritele aurifere se ridică la circa 10 000 t de Zn și 4 000 t de plumb. Recuperarea numai a 50% din aceste metale înseamnă o importantă economie de fonduri valutare. Din această cauză, în cincinalul 1980—1985 se vor moderniza uzinele de la Turnu Măgurele de prelucrare a cenușilor de pirită și va intra în funcțiune o nouă unitate pe platforma Năvodari care va asigura prelucrarea acestor materiale.

Tot în actualul cincinal se va amplifica instalația de cupru electrolitic de la uzinele din Baia Mare și vor intra în funcțiune două unități noi la uzinele din Firiza : o secție de turnătorie și o secție de obținere a bioxidului de mangan electrolitic.

Pentru mărirea producției de plumb și zinc la uzinele din Copșa Mică — sub aspectul creșterii capacităților de producție — se are în vedere îmbunătățirea indicatorilor la instalația I.S.P., prin utilizarea aerului preîncălzit la 1 000°C și a aerului îmbogățit în oxigen (utilizarea oxigenului va determina creșterea capacităţii de topire şi reducerea consumului de cocs), precum şi intrarea în funcţiune a celui de-al doilea furnal I.S.P., asigurîndu-se în felul acesta la nivelul anului 1985 o creştere a producţiei de plumb de circa 2 ori şi a producţiei de zinc de circa 1,5 ori mai mare faţă de producţia anului 1966. Totodată se urmăreşte valorificarea complexă a metalelor însoţitoare din concentratele de plumb şi zinc, prin îmbunătăţirea randamentelor de recuperare a cadmiului, antimoniului şi bismutului, realizîndu-se la Copşa Mică amplificarea secţiei de rafinare electrolitică a plumbului şi a secţiei de recuperare a cadmiului.

În domeniul metalurgiei aluminiului, sub aspectul dezvoltării imediate a capacităţilor de producţie, s-a realizat amplificarea uzinei de electroliză a aluminiului (cca 260 000 t Al în 1985) şi a uzinei de prelucrare a aluminiului (I.P.A. — Slatina — prelucrează circa 100 000 t Al sub formă de laminate şi cabluri, folii speciale şi subţiri pînă la 4 microni). Se urmăreşte dezvoltarea producţiei de alumină (la Întreprinderea din Oradea şi la Întreprinderea din Tulcea) din bauxite, perfecţionarea tehnologiei de obţinere a aluminei prin procedeul Bayer (în special în domeniul temperaturilor înalte —300—350°C) măcinarea bauxitelor (elaborarea unor procedee intensive şi economice de calcinare a Al_2O_3), precum şi desfăşurarea încercărilor pentru obţinerea aluminei din alte materiale decît bauxitele (nefeline, argile, cenuşi de termocentrală etc.), prin procedeul alcalin cu calcar — sodă şi amplificarea preocupărilor în acest domeniu prin trecerea la experimentarea procedeelor acide.

Pentru obţinerea aluminiului rafinat de puritate 99,99%, s-a elaborat studiul tehnico-economic în etapa actuală, trecîndu-se la Întreprinderea din Slatina la experimentări privind asimilarea tehnologiei de rafinare într-o cuvă de electroliză, modificată corespunzător.

În problema obţinerii magneziului metalic, cercetările efectuate stau la baza stadiului preliminar în vederea stabilirii tehnologiei pentru unitatea de producere a magneziului metalic ce urmează să se realizeze în ţara noastră.

Pentru satisfacerea unor industrii de vîrf (energetica nucleară, tehnica aerospaţială), una din sarcinile cele mai importante în următorii ani constă în organizarea producţiei unora dintre metalele rare cum sînt : titanul, zirconiul, molibdenul, wolframul, pămînturile rare etc. În problema obţinerii titanului din zăcămintele indigene au fost realizate unele utilaje de concepţie proprie (cuptor de clorurare continuă, instalaţie de reducere metalotermică, instalaţie de rectificare continuă) şi s-au montat un cuptor cu electrozi consumabili şi un cuptor de temperaturi înalte pentru tratament în vid, fiind create în felul acesta condiţiile de experimentare a întregului flux tehnologic. În încercările efectuate pînă în prezent au fost obţinute lingouri din titan şi aliaje de titan pe care s-au efectuat cercetări de deformare plastică.

În ceea ce priveşte zirconiul, s-a realizat separarea sa de hafniu, obţinîndu-se bioxid de zirconiu cu 0,01% Hf, corespunzător energeticii nucleare ; studiile efectuate au stabilit tehnologia de obţinere a zirconiului sub formă metalică şi semifabricate. În felul acesta sînt create condiţiile ca, în cincinalul 1980—1985, la noile uzine de la Giurgiu să înceapă fabricarea metalelor greu fuzibile, precum şi a aliajelor acestora pe bază de titan şi zirconiu. În domeniul recuperării metalelor din deşeuri şi elaborării aliajelor (în cincinalul 1980—1985) se va extinde Întreprinderea Neferal — Bucureşti (noi secţii de pulberi greu fuzibile pe bază de wolfram şi molibden şi de produse sinterizate) şi va intra în funcţiune noua unitate de la Întorsura Buzăului.

Pentru industria electronică şi, în special, pentru fabricarea semiconductorilor, în cincinalul 1980—1985 se va asigura producţia de metale pure şi ultrapure (siliciu pur şi germaniu) la noile uzine de metale pure de pe platforma Căţelu — Bucureşti.

De asemenea, în cadrul C. M. Tulcea s-a pus în funcţiune cuptorul pentru obţinerea siliciului metalic din cuarţite. Pentru extracţia lantanidelor s-au făcut experimentări cu rezultate bune pe concentratele monazitice, creîndu-se condiţii optime pentru introducerea procedeelor hidrometalurgice în acest domeniu de activitate.

Perspectivele dezvoltării metalurgiei metalelor neferoase şi rare

Lărgirea şi valorificarea complexă a bazei de materii prime indigene impune ca în perspectivă activităţile sectorului metalurgiei metalelor neferoase şi rare să fie concentrate în următoarele direcţii :

Domeniul metalurgiei metalelor neferoase grele : elaborarea unor tehnologii noi care să aibă la bază obţinerea metalelor neferoase şi rare într-un singur agregat sau utilizarea unor surse concentrate de energie sau a vidului avansat (plasmă, topire în flux de electroni, laser etc.), în vederea stabilirii unor capacităţi de producţie cu consumuri specifice minime şi cu eficienţă maximă ; introducerea pe fază industrială a tehnologiilor hidrometalurgice pentru valorificarea minereurilor cu conţinuturi mici de metale : hidrometalurgia la temperaturi şi presiuni ridicate, extracţia cu solvenţi, aplicarea proceselor hidrobacteriologice, introducerea clormetalurgiei ca unul din procedeele universale de obţinere a metalelor ; o mai largă utilizare a procedeelor electrotermice şi a proceselor de sublimare pentru topirea minereurilor şi rafinarea metalelor ; valorificarea complexă a zgurelor din pirometalurgie și recuperarea metalelor rare și disperse, conținute în produsele volatile de la prelucrarea concentratelor neferoase; introducerea în producție a unor procedee noi de captare a noxelor generate în procesele metalurgice; utilizarea sistemelor de prelucrare automată a datelor în conducerea producției din metalurgia neferoasă.

Domeniul metalurgiei metalelor ușoare și a aliajelor metalice: obținerea aluminei din materiale nebauxitice indigene; elaborarea aluminiului în cuva de mare amperaj și stabilirea unor noi tehnologii de electroliză a $AlCl_3$; valorificarea complexă a nămolului roșu din hidrometalurgia aluminei; creșterea sortimentului de aliaje neferoase uzuale și speciale și a performanțelor acestora prin îmbunătățirea structurii cu ajutorul adaosului de elemente de aliere și prin tratamente termice; stabilirea tehnologiilor de elaborare a metalelor ultrapure pentru semiconductori și a materialelor speciale necesare energeticii nucleare, tehnicii aerospațiale și pentru obținerea unor materiale suprarefractare; aliaje pe bază de titan, zirconiu, niobiu, aliaje speciale pe bază de aluminiu etc.

Domeniul metalurgiei metalelor rare și disperse: elaborarea de tehnologii noi pentru prelucrarea minereurilor indigene complexe în vederea obținerii unor produse ca: zirconiu, titan, nichel, cobalt, hafniu; valorificarea pămînturilor rare; valorificarea resurselor de materii prime de natură marină – noduli – (platforma Mării Negre) cu conținut de aluminiu, cupru, plumb, zirconiu, nichel, titan, cobalt, wolfram, mangan, magneziu, molibden, metale radioactive (fiecare litru de apă de mare conține circa 3,4 milionimi de gram de uraniu).

Paralel cu producția de metale neferoase și rare, dezvoltarea pe care a luat-o în ultimul timp, pe plan mondial, industria atomică pune problema valorificării minereurilor radioactive indigene, în vederea obținerii metalelor necesare industriei nucleare și tehnicii aerospațiale.

În stadiul actual al tehnologiei nucleare, rolul metalurgiei este deosebit de important, deoarece costul combustibilului nuclear de care depinde prețul energiei produse se reduce aproape exclusiv la costul tratamentului metalurgic sau chimico-metalurgic aplicat.

Departamentul de resurse și transport al Comisiei Economice pentru Europa din O.N.U., pe baza unui studiu întocmit, a apreciat că în anul 2 000 consumul mondial de energie va atinge cifra de 30 216 $\cdot 10^6$ t cărbune echivalent; s-a apreciat de asemenea că aproximativ 50 % din energia electrică a lumii va fi furnizată de centralele nucleare electrice. În 1978 în 21 de țări din lume funcționau în total 227 centrale nuclare, capacitatea totală a acestora fiind de 110 000 megawați, ceea ce reprezintă 5,8 % din totalul mondial de energie electrică. Pe de altă parte, industria metalurgică fiind un mare consumator de energie electrică, se fac cercetări intensive pentru utilizarea energiei nucleare în această ramură industrială. Pentru realizarea acestui obiectiv, în țările dezvoltate industrial (S.U.A., Japonia, U.R.S.S., Anglia, R.F.G., Franța etc.) se fac numeroase cercetări, soluția problemei pe cale de a fi rezolvată constă în utilizarea reactivilor nucleari la temperatură înaltă, capabili să furnizeze într-o uzină metalurgică energie calorică (la cca 1 200°C) pentru procesele tehnologice și, în același timp, energia electrică necesară.

În ceea ce privește utilizarea izotopilor radioactivi, metalurgia metalelor neferoase reprezintă un vast cîmp de aplicație. Izotopii radioactivi pot fi aplicați cu succes atît la studiul fenomenelor fizico-chimice ce guvernează procesele din domeniul metalurgiei neferoase, cît și la studiul perfecționării proceselor tehnologice existente, putînd determina scurtarea diferitelor faze, îmbunătățirea calității, eliminarea deșeurilor etc. Prin urmare, dezvoltarea și aplicarea planului de cercetări nucleare național trebuie să cuprindă o serie de probleme importante, dintre care se menționează:

– studii privind concentrarea minereurilor și extragerea unor noi metale radioactive folosite în energetica nucleară;

– cercetări privind separarea și concentrarea minereurilor radioctive indigene, fie ele bogate sau sărace;

– cercetări în domeniul turnării, forjării sau al sudării, folosind aparate prevăzute cu izotopi radioactivi;

– aplicarea izotopilor radioactivi la studiul fenomenelor fizico-chimice la metale și aliaje;

– studiul modificărilor provocate la iradiere asupra proprietăților și structurii interne a metalelor.

Simultan cu aceste activități, marile realizări în domeniul metalurgiei metalelor neferoase impun și elaborarea unor studii fundamentale privind termodinamica, cinetica și echilibrul fazelor din procesele pirometalurgice; proprietățile superficiale, termofizice și electrofizice ale fazelor din procesele metalurgice la elaborarea metalelor neferoase și aliajelor, natura fizico-chimică a topiturilor metalice și a sărurilor topite din electrometalurgie, bazele fizico-chimice ale proceselor hidrometalurgice sub presiune, ale proceselor de schimb ionic sau ale extracției L—L; bazele fizico-chimice ale proceselor de elaborare a aliajelor uzuale și speciale, rolul modificatorilor și a elementelor de aliere.

Prin rezolvarea problemelor menționate, bazele tehnice și materiale ale metalurgiei metalelor neferoase din țara noastră vor fi corespunzătoare nivelului tendințelor de dezvoltare a acestei ramuri industriale pe plan mondial, asigurîndu-se valorificarea superioară și complexă a materiilor prime indigene, creșterea eficienței economice a prelucrărilor și investițiilor și reducerea sporită de metale pentru economia națională. Acest lucru se impune cu atît mai mult, cu cît nivelul prețurilor acestor metale a ajuns în etapa actuală la următoarele valori: Cu $\sim$ 3 000 dol./t; Al $\sim$ 2 200 dol./t; Pb $\sim$ 1 400 dol./t; Zn $\sim$ 1 100 $\sim$ dol./t; Au $\sim$ 20 000 dol./kg.

Extracția minieră și metalurgia metalelor neferoase — străvechi ocupații ale poporului român — cunosc în etapa actuală o nouă epocă. Uriașul salt la care asistăm în domeniul respectiv prin deschiderea și modernizarea de mine, construcții de noi uzine și secții din sectorul metalurgiei neferoase și rare dau o imagine cuprinzătoare a prezentului și viitorului acestei ramuri industriale, indispensabile progresului tehnic și social în România socialistă.

BIBLIOGRAFIE

[1] Oprea, Fl. *Dezvoltarea metalurgiei metalelor neferoase pe plan mondial*. În: Metalurgia, nr. 7, 8, 9,1977.

[2] * * * *Planul național unic de dezvoltare a R. S. România.* În: România liberă, 9692 — 22.XII.1975.

[3] Oprea, Fl. *Procedee speciale în metalurgia metalelor neferoase*. Buc., Ed. tehnică, 1977.

[4] * * * *Programul-directivă de cercetare științifică, dezvoltare tehnologică și introducerea progresului tehnic în perioada 1981—1990 și direcțiile principale pînă în anul 2000.* București, Ed. politică, 1979.

[5] * * * *Directivele Congresului al XII-lea al P.C.R. cu privire la dezvoltarea economico-socială a României în cincinalul 1981—1985 și orientările de perspectivă pînă în 1990*. București, Ed. politică, 1979.

◆

DOCUMENTARE

Convertizoare cu oxigen transformate în scopul aplicării procedeului LD-OB

Compania Nippon Steel a început programul de transformare a patru din convertizoarele LD în scopul aplicării noului procedeu LD-OB. Pe lîngă procedeul convențional de insuflare prin partea superioară, a fost pus la punct un nou procedeu — LD-OB — mai eficient, în care oxigenul este insuflat și prin partea inferioară a convertizorului.

Aceasta mărește scoaterea de oțel lichid, reduce cantitatea de feroaliaje utilizate, precum și cea de impurități ca oxigenul și azotul în oțel.

La uzinele Yawata sînt în curs de modificare un convertizor de 170 t și două convertizoare de 320 t, iar la uzinele Oita, un convertizor de 340 t. Modificarea celor patru convertizoare cu oxigen va fi finalizată într-o perioadă mai mică de un an.

(În: *Nippon Steel News, Japonia, nr. 118, 1980*)

O nouă tehnologie care elimină aproape complet îndepărtarea țunderului cu flacără a sleburilor turnate continuu

După patru ani de cercetare și dezvoltare, la uzinele Nagoya ale companiei Nippon Steel, a fost pusă la punct o nouă tehnologie care elimină aproape în totalitate îndepărtarea țunderului sleburilor turnate continuu pentru tablă groasă. Ea permite instalației de turnare continuă a sleburilor să funcționeze cu o viteză de 1,3 m/min. Din masa sleburilor cu rezistență la tracțiune de 40 kg/mm^2, 97% nu necesită deșțunderizarea, iar la cele de 50 kg, deșțunderizarea nu este necesară în proporție de 98%.

Noua tehnologie permite fabricarea sleburilor care aproape că nu prezintă defecte de suprafață, datorită îmbunătățirilor aduse durității cristalizorului și modului de utilizare a acestuia, precum și celor de la distribuitor și altor factori. Aceasta contribuie la îmbunătățirea calității produsului, în același timp prețurile de producție reducîndu-se.

(În: *Nippon Steel News, Japonia, nr. 118, 1980*)

Nou tip de tablă pentru industria automobilelor la societatea Kawasaki

Societatea Kawasaki Steel a pus la punct un nou tip de tablă laminată la rece pentru industria automobilelor, care va reduce substanțial greutatea pieselor componente, contribuind la sporirea eficienței combustibilului pentru vehicule.

Noul tip, numit CHLY, este fabricat dintr-un oțel laminat la rece, cu rezistență mare la tracțiune și cu limită de curgere mică.

Dimensiunile noii table sînt următoarele: 1,2 mm grosime și 1,300 mm lățime, fiind livrat în șapte mărci cu diferite rezistențe la tracțiune. Reducerea greutății potențiale depinde de locul în care este folosit de preferință oțelul, cum ar fi portiere, capote, capace și bare de protecție. Dacă tabla CHLY ar înlocui oțelul moale convențional pentru panouri exterioare, reducerea în greutate ar fi de circa 6%. În ciuda rezistenței ridicate a noului produs, trebuie reținută proprietatea de a fi format cu ușurință. În plus, dacă este încălzit în cuptor la circa 170°C (după vopsire), dobîndește duritate și rezistență la deterioare.

Societatea Kawasaki anunță că circa 500 t din noul produs sînt livrate în mod obișnuit principalilor fabricanți japonezi de autoturisme, liniilor de asamblare și că, în vederea obținerii unei producții mai mari, societatea construiește în prezent cuptorul nr. 2 de recoacere continuă la uzina sa de la Chiba, ceea ce va contribui cu 30 mii t/lună la sporirea capacității curente.

(În: *Metal Bulletin, Anglia, nr. 6404, 1979, p. 35*)

◆

Tehnologia de desulfurare a fontelor în afara agregatului de elaborare într-o instalaţie cu agitare

CZ: 669.162.267.6

Specialiştii metalurgi acordă o importanţă deosebită problemei conţinutului de sulf din metale şi aliaje. Problema a devenit mai acută, deoarece noile utilizări ale oţelurilor şi fontelor impun conţinuturi mai reduse de sulf, în timp ce conţinutul de sulf al şarjei şi al materialelor de adaos creşte.

În condiţiile normale de lucru ale agregatelor de elaborare nu se poate realiza, fără cheltuieli suplimentare însemnate, o desulfurare avansată a fontei care să satisfacă necesităţile impuse de anumite domenii de utilizare. De aceea, pentru obţinerea unor conţinuturi de sulf scăzute atît la fonta de furnal cu diferite destinaţii, cît şi la fonta de cubilou, dar mai ales la cea destinată tratamentului cu magneziu, este avantajos să se facă o desulfurare în afara agregatului de elaborare.

Desulfurarea fontei în afara agregatului de elaborare s-a răspîndit într-o serie de ţări cu industria de turnătorie dezvoltată. Astfel în Suedia întreaga cantitate de fontă elaborată cu 0,03–0,04% S este supusă unui proces de desulfurare în exteriorul furnalului. În S.U.A. şi Anglia circa 30% din cantitatea totală de fontă elaborată se supune unui proces de desulfurare în afara furnalului. De asemenea cercetări însemnate în acest domeniu se fac în R. F. Germania, în Japonia şi în alte ţări.

Există numeroase clasificări posibile pentru tehnologiile de desulfurare utilizate.

În atenţia turnătoriilor stau în primul rînd tehnologiile de desulfurare în afara agregatului de elaborare, care, în funcţie de tehnica activităţii desulfurării, pot fi clasificate după cum urmează:

a) cu agitare mecanică
  - prin transvazare
  - cu paletă
  - prin scuturarea oalei

b) cu agitare magnetică

c) cu agitare cu agent gazos
  - prin insuflare cu lancea
  - cu clopot
  - prin insuflare cu dop poros

Metodele de desulfurare prezentate mai sus se caracterizează practic fără excepţie prin grade de desulfurare foarte ridicate.

Optarea pentru o metodă sau alta se face în funcţie de condiţiile tehnice, de gradul de desulfurare urmărit şi de economicitate. Un alt considerent important îl constituie temperatura necesară şi cea existentă.

În tabelul 1 se prezintă o situaţie panoramică a eficienţei desulfurării fontelor în afara agregatului de elaborare prin diverse procedee.

Insulfare cu lancea. La acest procedeu agentul desulfurant sub formă de pulbere este injectat în baia metalică cu ajutorul unui gaz purtător (aer, azot, argon, gaz metan) printr-o lance.

În anul 1963 s-a construit la Bochum (R. F. Germania) o instalaţie de desulfurare a fontelor de afinare prin injectare cu lance a amestecului desulfurant [1].

Lancea se cufundă 1–1,2 m în fontă prin capacul oalei, iar amestecul desulfurant se suflă în fontă, cu o presiune de 1,1–1,2 atmosfere (circa 4 000 cm^3/kg amestec). Gazele rezultate în urma desulfurării conţin 40–50 g/Nm^3, ceea ce reprezintă 4–5% din cantitatea de amestec desulfurant folosit.

Deşi procesul nu durează decît cîteva minute (3–5 min), gazul evacuat trebuie să fie desprăfuit sau aspirat. Desprăfuirea se face prin două cicloane, urmată de o desprăfuire umedă, pînă la 50 mg/Nm^3.

Valori optime ale gradului de desulfurare (50–80%) s-au obţinut la conţinuturi iniţiale mari de sulf în fontă.

Gradul mediu de desulfurare a fost de 50%.

Pierderile de temperatură în urma procesului de desulfurare au fost de circa 50°C. Durabilitatea lăncilor la această instalaţie a fost de 1 000 t fontă pe lance.

La uzina Azovstal (U.R.S.S.) se foloseşte din anul 1964 metoda de desulfurare a fontei de afinare prin insuflarea varului cu lancea [2]. Practica desulfurării la această instalaţie a arătat că se pot obţine valori ale gradului de desulfurare de circa 40–45% pentru un consum de 6–8 kg var/t fontă şi de 40–60 m^3 aer/h (3–4 at), deci se foloseşte un var de calitate superioară, bine ars, de granulaţie fină (dar lipsit de praf) şi un timp de insuflare de 3–5 min.

Durabilitatea lăncilor a fost de 100 insuflări/lance.

Neajunsurile care însoţesc metoda de desulfurare prin insuflarea agentului desulfurant prin lance se referă la uzura lăncilor, opturarea

Tabelul 1

Date comparative privind eficiența desulfurării fontelor în afara agregatului de topire prin diverse procedee

Tipul procedeului	Țara	Agentul desulfurant folosit	Consum desulfurant, kg/t	Timp de agitare, min	Temperatura aliajului în momentul desulfurării, °C	Sulf minim atins, %	Grad de desulfurare atins, %
Insuflare cu lancea	R. F. Germania (Bochum)	Var-sodă	30	3–5	—	0,014	50
	U.R.S.S. (Azovstal)	Var	6–8	3–5	—	—	40–45
Metoda CITF-VOLIAHIK	Franța	Carbură de calciu	8–13	3–4	> 1 400	0,005	50–90
Oale cu dop poros	Franța	Carbură de calciu	10	3–4	1 450–1 470	0,015	83
	R. S. România (I.C.S.I.T.P.S.C.)	Carbură de calciu	15–30	5–7	1 480–1 475	0,025–0,01	71–90
Agitare magnetică	—	—		20–25	—	—	50
Oală vibratoare	Japonia	Carbură de calciu	5–10	2–10	1 350	0,02	85
Agitare mecanică cu agitatorul	R.F.G.	Carbură de calciu	11,7	6	1 445	0,009	90
		Carbură de calciu	5	6	1 305–1 415	0,025	74
	R. S. România (I.C.S.I.T.P.S.C)	Carbură de calciu	12	12	1 500	0,01	91,7
		Carbură de calciu + SiCaMg	12+4	12	1 400	0,006	90
		Carbură de calciu	14	12	1 390	0,0011	97,17

acestora cu agent desulfurant, pierderea de timp și temperatură prin operația de înlocuire a lăncilor.

Cantitatea minimă de fontă care poate fi tratată prin această metodă este de 300 kg, iar limita maximă variază în jur de 80 t [3].

Metoda CITF-VOLIAHIK (*Centre Technique des Industries de la Fonderie*) se bazează pe accelerarea reacției dintre agentul desulfurant depus pe suprafața băii metalice, printr-o agitare turbulentă a băii cu un curent de gaz insuflat cu ajutorul lăncii.

Pentru desulfurare se procedează în felul următor: se umple oala cu fontă (pînă la 300 mm sub marginea oalei), se depune pe suprafața fontei 0,8–1,3 % carbură de calciu cu granulația 0,5–1 mm (fără praf), se imersează lancea în metal și se suflă gazul timp de 3–4 min [4].

Pentru atingerea unui grad de desulfurare (85–90 %), temperatura inițială a fontei trebuie să fie mai mare de 1 400°C.

Pierderile de temperatură în urma procesului de desulfurare sînt de 25–70°C.

Oale cu dop poros. O amestecare avansată a fontei lichide cu un agent desulfurant, depozitat pe suprafața ei, se poate realiza printr-un dop poros, amplasat la partea inferioară a căptușelii oalei de turnare, conectat la o sursă de gaz.

Turnătoriile din Franța folosesc oale înalte de 2,5 m, cu căptușeală silicoaluminoasă, prevăzute fiecare cu opt dopuri poroase [5]. Debitul de azot este de 9 m^3/h pentru fiecare dop poros, iar consumul de azot este de 0,3 m^3/t de fontă desulfurată.

Folosind această metodă de desulfurare, conținutul de sulf din fontă a fost redus pînă la 0,015 %, obținîndu-se grade de desulfurare de 83 %.

Dificultatea procedeului constă în fiabilitatea dopului poros și durata montării și demontării lui la oala de tratament.

În afară de o înlocuire ușoară, dopul poros mai trebuie să îndeplinească o serie de alte condiții, printre care: refractaritate ridicată, rezistență la acțiunea corosivă a gazului, permeabilitate pentru gaze și impermeabilitate pentru metalul lichid.

I.C.S.I.T.P.S.C. a experimentat tehnologia de desulfurare a fontelor, folosind oale cu dop poros cu capacitatea de 1 t. Experimentările s-au efectuat la turnătoria de fontă de la Întreprinderea „23 August" – București [6]. Gazul folosit pentru barbotarea fontei lichide a fost azotul.

Folosind 1,5–3,0 % CaC_2 ca agent desulfurant, s-au atins grade de desulfurare de 71–90 %, procentul minim de sulf atins fiind de 0,025–0,01 %. Pierderile de temperatură în urma tratamentului de desulfurare au fost de 45–50°C.

Desulfurarea în oale cu dop poros se poate face cu cantități de metal cuprinse între 150 kg și 15 t.

Agitare magnetică. Contactul intim între fonta lichidă și agentul de desulfurare se realizează prin agitarea electromagnetică a fontei în oala de turnare [7].

Instalația constă dintr-o oală confecționată dintr-un oțel nemagnetic cu o capacitate de 760 kg și din două statoare alimentate cu curent electric cu frecvența de 50 Hz. Prin mișcarea cîmpului statoarelor în diferite direcții, baia ajunge la o viteză maximă. La o durată de lucru de 20–25 min, s-a putut elimina în medie pînă la 50 %.

Oală vibratoare. Pentru accelerarea reacției de desulfurare se folosește un recipient de forma unui convertizor fixat pe un excentric. În funcție de excentricitate există un număr critic de rotații la care se produce o agitare maximă a fontei. Au fost puse la punct mai multe tipuri de oale vibratoare, care diferă între ele prin felul mișcării pe care o execută [8].

În 1965 a fost patentată în Japonia o nouă instalație — convertizorul DM — [9], cu schimbarea direcției de mișcare, alternativ mărind turbionarea băii metalice. În cadrul unei perioade de vibrare de 10 min, gradul de desulfurare crește mai întîi puternic, apoi foarte puțin. Un inconvenient al acestei metode constă în scăderea temperaturii fontei, obligînd folosirea oalelor de capacitate mare (2–80 t).

Agitare mecanică cu agitatorul. Pentru prima dată s-a amintit despre folosirea amestecătorului cu paletă pentru tratamentul metalurgic la topiturile din fontă, în anul 1968 [10].

Aplicarea rapidă a acestor instalații în Europa și S.U.A. și cele peste 200 000 de experimentări cu succes a 15 000 t fontă în 1968, în turnătoriile din R.F.G. [11], au demonstrat siguranța în exploatare și eficiența acestor instalații.

S-au dezvoltat în exploatare agitatoare pentru desulfurarea cantităților mici de fontă 400–1 200 kg și pentru cantități mari 10–12 t [12].

Folosind [12] o oală de 650 kg capacitate, în care s-au introdus 400–450 kg fontă și 1,17 % CaC_2 ca agent desulfurant, după un timp de 6 min de agitare s-a obținut un grad de desulfurare de 90 %, atingîndu-se un sulf minim de 0,009 %. Pierderea de temperatură în urma tratamentului este de 65°C.

Tratînd prin același procedeu o cantitate de 10 t fontă cu 0,5 % CaC_2, s-a obținut un grad de desulfurare de 74 %, după un timp de agitare de 6 min.

Experimentări proprii. La alegerea metodei de desulfurare cu agitare mecanică cu paletă au stat la bază următoarele considerente :

— la agitarea mecanică consumurile specifice de agent desulfurant sînt mai reduse decît la agitarea cu agent gazos, deoarece în primul caz se poate prelungi timpul de amestecare pînă la utilizarea integrală a agentului desulfurant (gradul de folosire crește în timp), pe cînd, de exemplu, la insuflarea cu lancea gradul de folosire a agentului desulfurant este constant ;

— dintre mijloacele de agitare mecanică, transvazarea este mai puțin eficientă decît agitarea cu paleta, în timp ce oala vibratoare necesită investiții mai serioase.

Experimentările s-au făcut pe două instalații proiectate de I.C.S.I.T.P.S.C., destinate reducerii conținutului de sulf din fontele de turnătorie în oale de turnare de 400–800 kg și 5 t capacitate, prin agitarea fontei și agentului desulfurant folosit cu o paletă antrenată de un motor.

Instalațiile pot fi utilizate și pentru oțeluri.

Instalație de desulfurare pentru oale de turnare de 400–800 kg capacitate. Instalația executată la I.C.S.I.T.P.S.C. are următoarele caracteristici tehnice :

— capacitatea oalei de turnare, 400–800 kg ;

— turația la axul agitatorului reglabilă la valorile : 114 ; 75,2 ; 56,4 rot/min ;

— înălțimea maximă de reglaj, 150 mm (în trepte de 30 mm) ;

— puterea motorului de acționare, max. 2,2 kW ;

— tensiunea de alimentare, 380 V ;

— frecvența curentului, 50 Hz ;

— masa totală, 480 kg.

În figura 1 este prezentată secțiunea longitudinală a instalației de desulfurare.

Motoreductorul de acționare (*1*) transmite mișcarea de rotație la un ax (*2*) găurit la interior, pe care se află montat etanș un manșon fix (*3*). Axul (*2*) este montat pe doi rulmenți (*4*), (*5*) în carcasa (*6*), fixată prin dispozitivul (*7*) la capacul (*8*), care este așezat pe o oală de turnare (*9*), în care se găsește o cantitate de fontă (*10*) în stare lichidă, amestecată cu ajutorul agitatorului (*11*).

Agitatorul (paletă) este un organ de lucru de uzură și este realizat dintr-un schelet sudat, căptușit cu material refractar (*12*). Prin interiorul lui se poate introduce în fonta lichidă agentul desulfurant (*15*), predeterminat sub presiune din rezervorul (*16*). Reglarea debitului agentului desulfurant se face cu ajutorul a două ventile (*17*).

Căptușeala agitatorului se execută prin ștampare cu ciocan pneumatic, în vederea asigurării unei rezistențe mari la crud.

Materialul de ștampare folosit a avut următoarea compoziție : 40% șamotă (50% Al_2O_3 + 50% SiO_2); 40% cuarțită (98% SiO_2); 10% argilă; 5% moliftan; 5% apă.

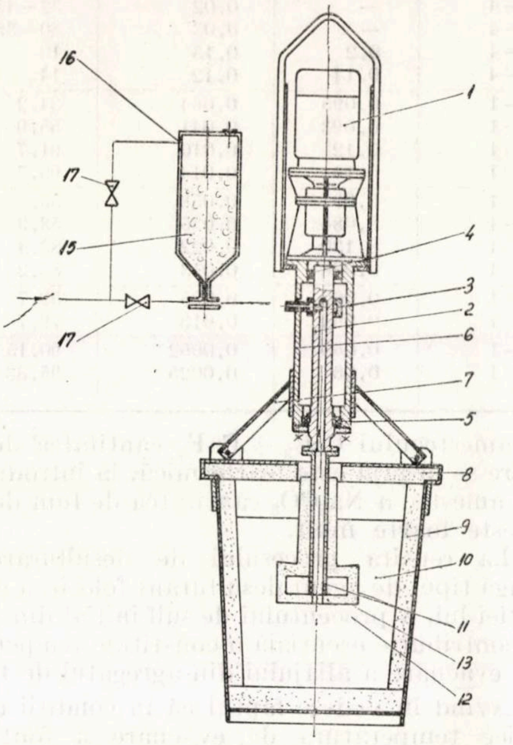


Fig. 1. Secțiunea longitudinală a instalației de desulfurare cu capacitatea de 400—800 kg

Agitatorul ștampat se usucă mai multe ore la temperaturi mai mari de 150°C, după care poate fi folosit imediat, deoarece masa ștampată se sinterizează la contactul cu fonta lichidă.

Experimentări. Încercările efectuate la I.C.S.I.T.P.S.C. au avut drept scop :

— urmărirea în exploatare a modului de funcționare a instalației de desulfurare;

— urmărirea durabilității în exploatare a căptușelii agitatorului;

— verificarea datelor din literatura de specialitate referitor la gradele de desulfurare ce se pot atinge cu astfel de instalații cu agenți desulfuranți avînd compoziții chimice și granulații diferite.

Tipuri de agenți desulfuranți folosiți. În cursul experimentărilor s-au folosit ca desulfuranți carbura de calciu, varul, fluorura de calciu și magneziu introdusă sub formă de prealiaj SiCaMg.

Într-o primă serie de experimentări, agenții desulfuranți folosiți au fost sfărîmați și sitați, utilizîndu-se componente granulometrice 1—4 mm.

Într-o a doua serie de experimentări s-au folosit carburi de calciu și prealiaj SiCaMg, cu granulația cuprinsă în limitele 0,2—1 mm. Carbura de calciu folosită a fost obținută prin sitarea pulberii de carbură de calciu, care este un reziduu rezultat de la fabricarea carburii de calciu la Combinatul chimic — Tîrnăveni. Analiza granulometrică a pulberii livrate a fost următoarea : 4,7% cu granulație sub 0,06 mm; 4,9% cu granulația 0,06—0,1 mm; 19,5% cu granulația 0,1—0,2 mm; 19,5% cu granulația 0,2—0,32 mm; 26,5% cu granulația 0,32—0,63 mm; 19,3% cu granulația 0,63—1 mm; 4,7% cu granulația 1—1,4 mm și 0,9% cu granulația sub 0,9%.

Compoziția chimică a carburii de calciu utilizată a fost : 80% CaC_2; 15% CaO; 5% (Fe_2O_3 + SiO_2 + H_2O).

Introducerea prealiajului SiCaMg s-a făcut prin insuflare prin axul agitatorului, transportul din rezervor în baia de fontă făcîndu-se pneumatic.

Compoziția chimică a prealiajului folosit a fost : 53,6% Si; 23,2% Ca; 9,72% Mg; 1,55% Al; rest Fe.

Desfășurarea experimentărilor. Fonta folosită la experimentările de desulfurare a fost elaborată simultan în două cuptoare cu inducție existente în hala I.C.S.I.T.P.S.C. în vederea asigurării cantității de 400 kg fontă lichidă. Atunci cînd s-a urmărit mărirea conținutului de sulf din fontă, după topirea fontei s-a adăugat în cuptor floare de sulf.

Fonta lichidă a fost transportată cu oala de 500 kg capacitate, în care urma să se facă desulfurarea în vecinătatea instalației de desulfurare, care așteaptă în poziție de repaus pe cadrul de susținere și s-a amplasat pe sol. Pe toată durata elaborării șarjei, agitatorul a fost preîncălzit cu flacără. Pentru preîntîmpinarea formării aglomerărilor zgură-desulfurant, s-a îndepărtat cu mare atenție zgura acidă de pe suprafața fontei din oală. După terminarea operației de îndepărtare a zgurei, capacul împreună cu mecanismul de agitare s-au amplasat deasupra oalei cu ajutorul podului de turnare, iar prin orificiul prevăzut în capac s-a introdus cantitatea predeterminată de desulfurant.

Temporizatorul instalației a fost astfel reglat încît să se asigure durata de amestecare de 4 min. După fiecare 4 min de amestecare s-au luat probe de fontă pentru determinarea variației conținutului de sulf și s-a măsurat temperatura fontei lichide. S-a lucrat cu turația agitatorului de 75,2 rot/min.

După terminarea experimentării s-a ridicat capacul și s-a verificat starea căptușelii agitatorului.

Atunci cînd s-a folosit ca desulfurant prealiaj SiCaMg, după 8 min de agitare cu CaC_2 s-a introdus prin insuflare SiCaMg, continuînd agitarea încă 4 min.

Tabelul 2

Influența tipului, cantității și granulației desulfurantului asupra gradului de desulfurare

Nr. crt.	Desulfurantul	Cantitatea, %	Granulația, mm	Sulf inițial (Si), %	Sulf final (Sf), %	Grad de desulfurare $\frac{Si - Sf}{Si} \times 10$, %
1	CaC_2	0,9	1 −4	—	0,02	32−45
2	CuC_2+CaF_2	0,9 +0,12	1 −4	—	0,03	80−85
3	Ca	1,2	1 −4	0,2	0,18	10
4	CuC_2+CaO	0,45+0,6	1 −4	0,14	0,12	14
5	CaC_2	0,42	0,2−1	0,095	0,064	34,2
6	CaC_2	0,56	0,2−1	0,093	0,041	55,9
7	CaC_2	1,2	0,2−1	0,12	0,010	91,7
8	CaC_2	1,6	0,2−1	0,15	0,014	90,7
9	CaC_2+CaF_2	0,42+0,12	0,2−1	0,09	0,058	35,6
10	CaC_2+CaF_2	0,46+0,12	0,2−1	0,084	0,035	58,3
11	CaC_2+CaF_2	1,20+0,12	0,2−1	0,130	0,022	83,4
12	CaC_2+CaF_2	1,40+0,12	0,2−1	0,088	0,013	85,2
13	$CaC_2+Na_2CO_3$	0,42+0,115	0,2−1	0,062	0,025	59,7
14	$CaC_2+Na_2CO_3$	0,49+0,13	0,2−1	0,064	0,013	79,7
15	CaC_2+SiCaMg	1,2 +0,4	0,2−1	0,063	0,0062	90,15
16	CaC_2+SiCaMg	1,6 +0,32	0,2−1	0,06	0,0025	95,83

Funcționarea instalației. Pe toată durata experimentărilor instalația s-a comportat excelent, nesemnalizîndu-se nici un fel de defecțiuni sau întreruperi în funcționare.

Durabilitatea căptușelii agitatorului. Căptușeala agitatorului a rezistat 4 h și 6 min fără nici un fel de reparație. Deși această durabilitate este relativ mică față de cea de 10—12 h propusă, ea poate fi considerată ca satisfăcătoare, avîndu-se în vedere faptul că experimentările s-au executat în zile diferite, ceea ce a făcut ca agitatorul să se răcească pînă la temperatura ambiantă și deci să suporte șocuri termice mult mai mari decît cele dintr-o exploatare continuă.

Influența tipului, cantității și granulației desulfurantului. O sinteză a rezultatelor experimentale pentru durata standard de amestecare de 12 min se dă în tabelul 2.

Din tabel se observă că folosirea varului ca desulfurant a fost total ineficientă la granulația de 1—4 mm. Cu carbură de calciu nu s-au obținut grade de desulfurare satisfăcătoare (80—85 %) decît atunci cînd aceasta a fost folosită în amestec cu fluorină (poziția *2*, tabelul 2).

Micșorarea granulației desulfurantului de la 1—4 mm la 0,2—1 mm a determinat o creștere netă a gradului de desulfurare. De altfel în literatură [13] se recomandă o granulație de 0,3—0,8 mm. În aceste condiții la cantități de 1,2—1,6 % CaC_2 s-au obținut grade de desulfurare de peste 90 % și sulfuri finale de 0,01 %. Fluorura de calciu nu pare să mai fie necesară, ba chiar dimpotrivă, deoarece așa cum se observă din tabelul 2 (poz. *11* și *12*) gradul de desulfurare nu depășește 85,2 %.

Rezultate satisfăcătoare s-au obținut și cu amestec $CaC_2 + Na_2CO_3$ (grad de desulfurare 79,7 %), dar trebuie remarcat faptul că, în timp ce la folosirea în exclusivitate a CaC_2 sau a amestecului $CaC_2 + CaF_2$ cantitatea de fum care se degajă este foarte mică, la introducerea în amestec a Na_2CO_3 cantitatea de fum degajat crește foarte mult.

La reușita procesului de desulfurare, pe lîngă tipul de agent desulfurant folosit, a granulației lui, a procentului de sulf inițial din fontă, o contribuție esențială o constituie temperatura de evacuare a aliajului din agregatul de topire.

Avînd în vedere faptul că în condiții economice temperatura de evacuare a fontei de cubilou este relativ scăzută (1 380—1 400°C) s-a căutat obținerea unui agent desulfurant cu eficacitate bună la această temperatură [14].

Avînd o fontă cu conținutul inițial de sulf 0,063—0,06 %, după 8 min de agitare cu 1,2—1,6 % CaC_2 s-a obținut un conținut de 0,017—0,0032 % S; în acest moment s-a introdus prin insuflare prealiaj SiCaMg în proporție de 0,4—0,32 %, continuînd agitarea încă 4 min.

Temperatura inițială a fontei a fost de 1 390—1 400°C.

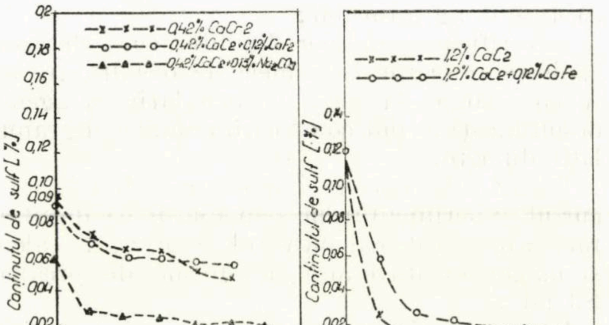


Fig. 2. Influența timpului de tratament asupra conținutului de sulf din fontă:

a—la cantități de desulfurant insuficient; *b*—la cantități de desulfurant suficient

În aceste condiţii s-au obţinut grade de desulfurare de peste 90% şi sulfuri finale de 0,0025% (poz. *15–16*, tabelul 2).

Influenţa timpului de amestecare. Timpul de tratament (amestecare) joacă un rol deosebit de important în cursul procesului de desulfurare. Experimentările au demonstrat că în măsura în care temperatura nu scade sub o anumită limită, cu cît durata de amestecare este mai mare, cu atît gradul de desulfurare realizat este mai mare. Cîteva exemple se dau în tabelul 3.

Tabelul 3

Influenţa timpului de amestecare la granulaţia 0,2 –1 mm

Nr. crt.	Desulfurant	Timpul de amestecare, min	Sulf, %	Grad de desulfurare, %	Temperatura fontei, °C
1	1,2 %CaC$_2$	0	0,12	–	1500
		12	0,01	91,66	1340
		24	0,005	95,83	1260
2	1,6 %CaC$_2$	0	0,15	–	1480
		12	0,014	90,7	1360
		24	0,004	97,3	1280
3	1,4 %CaC$_2$ 0,12 %CaF$_2$	0	0,088	–	1500
		12	0,013	85,2	1400
		28	0,004	95,5	1300

Din tabelul 3 se observă că, prin prelungirea duratei de amestecare la 24–28 min, atunci cînd se foloseşte 1,2–1,4% CaC$_2$ cu sau fără CaF$_2$, se pot obţine grade de desulfurare de peste 95% şi conţinuturi de sulf finale sub 0,005%. Acest lucru se explică prin aceea că mărimea duratei de tratament permite utilizarea integrală a desulfurantului de pe suprafaţa fontei lichide.

Desigur că prelungirea duratei de tratament trebuie făcută în condiţiile în care se asigură o cantitate suficientă de desulfurant. Aşa cum se poate observa din figura 2, atunci cînd cantitatea de desulfurant este insuficientă, curbele de scădere ale conţinutului de sulf se aplatizează rapid [15].

Pierderile de temperatură în cursul experimentărilor de desulfurare efectuate au fost de 9,6–14,4°C/min. Avînd în vedere cantitatea mică de fontă utilizată (400 kg), precum şi faptul că oala nu a fost căptuşită cu cărămidă refractară, ci cu amestec refractar, se apreciază că aceste pierderi nu sînt mari.

Desigur că eficienţa desulfurării prin metoda descrisă este cu atît mai mare cu cît temperatura fontei este mai mare, ca de altfel la toate celelalte metode de desulfurare. Totuşi aşa cum rezultă din datele experimentale (tab. 3 şi 4) se poate afirma că desulfurarea prin agitare cu paletă este eficientă şi la temperaturi ale fontei lichide mai mici de 1 350°C.

Tabelul 4

Rezultatele experimentale obţinute în condiţiile concrete de la turnătoria C.U.G. – Iaşi, timp de amestecare 12 min

Nr. crt.	Desulfurant	Sulf iniţial, %	Sulf final, %	Grad de desulfurare, %	Temperatura fonte °C
1	1,4 %CaC$_2$	0,024	0,009	62,50	1380
2	1,4 %CaC$_2$	0,039	0,0011	97,17	1460
3	1,4 %CaC$_2$	0,024	0,002	91,66	1460

Instalaţie de desulfurare pentru oale de turnare de 5 t capacitate. Instalaţia a fost proiectată de I.C.S.I.T.P.S.C., executată de Întreprinderea „Independenţa" – Sibiu şi pusă în funcţiune la turnătoria de fontă din cadrul C.U.G. – Iaşi.

Principalele caracteristici tehnice ale instalaţiei sînt:

— capacitatea oalei de turnare, 5 t;
— turaţii posibile la agitator, 46,5; 66,5; 93 rot/min;
— viteza de coborîre-ridicare (la reglaj) a agitatorului, 2,5 mm/s;
— înălţimea maximă de reglaj continuu, 200 mm;
— adîncimea maximă a agitatorului în oală, 590 mm;
— sarcina maximă de ridicare, 1,4 t;
— puterea aparentă a instalaţiei, 13 kVA;
— masa netă, 5,3 t.

Instalaţia se compune (fig. 3) dintr-un capac pe care este montat, prin intermediul a două coloane şi un suport, un mecanism de acţionare care realizează o coborîre continuă a agitatorului în baia metalică pînă la adîncimea necesară, iar apoi roteşte agitatorul în vederea desulfurării.

Acest mecanism este suspendat într-o macara pivotantă care aşază capacul pe oala de turnare în poziţie de lucru, în poziţie de repaus pe suport, sau la manevrare în vederea schimbării agitatorului.

Experimentările au avut drept scop modul de funcţionare a instalaţiei şi gradele de desulfurare ce se pot atinge în condiţiile specifice turnătoriei de fontă din cadrul C.U.G. – Iaşi.

Ca agent desulfurant s-a folosit tot pulbere de carbură de calciu, însă neavînd posibilitatea de sitare s-a întrebuinţat ca atare, componenta granulară fiind cuprinsă în limitele 0,125–1,4 mm. Analiza granulometrică a fost următoarea: 0,82% cu granulaţia 0,125 mm; 0,79% cu granulaţia 0,18 mm; 1% cu granulaţia 0,25 mm; 1,7% cu granulaţia 0,355 mm; 2,65% cu granulaţia 0,5 mm; 5,44% cu granulaţia 0,71 mm; 8,03% cu granulaţia 1,0 mm; 73,57% cu granulaţia 1,4 mm.

Materialul refractar folosit la căptuşirea agitatorului a constat din: 70% beton refractar (B-95) şi 30% ciment aluminos.

Fonta folosită la experimentările de desulfurare a fost elaborată într-un cuptor cu inducţie existent în turnătoria C.U.G. – Iaşi.

După curăţarea zgurei acide de pe suprafaţa fontei lichide, oala de 5 t capacitate s-a transportat în vecinătatea instalaţiei de desulfurare, care aşteaptă în poziţie de repaus pe cadrul de susţinere şi s-a amplasat pe sol. Capacul împreună cu mecanismul de agitare s-au ampla-

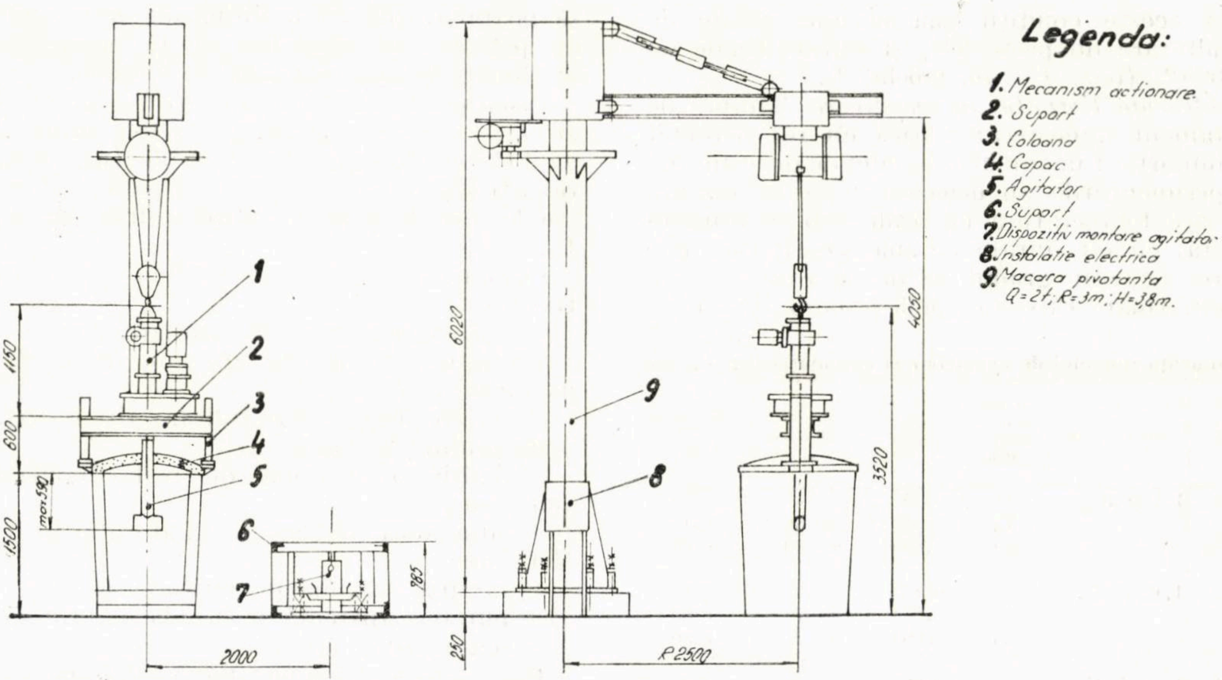


Fig. 3. Secţiunea longitudinală a instalaţiei de desulfurare cu capacitatea de 5t

sat deasupra oalei cu ajutorul macaralei pivotante, iar prin orificiul prevăzut în capac s-a introdus cantitatea predeterminată de desulfurant.

Temporizatorul instalaţiei a fost astfel reglat încît să asigure o durată de amestecare de 12 min. Turaţia agitatorului a fost de 93 rot/min. Temperatura fontei lichide (măsurată cu pirometrul optic), înainte de tratamentul de desulfurare, a fost de 1 390 – 1 460°C.

În aceste condiţii au fost făcute trei experimentări.

Şi în aceste condiţii instalaţia s-a comportat excelent, nesemnalîndu-se nici un fel de defecţiuni sau întreruperi în funcţionare.

Rezultatele experimentale sînt sintetizate în tabelul 4.

Din tabel se observă că şi în condiţiile folosirii unei granulaţii neindicate, utilizînd pentru desulfurare o cantitate de 1,4% CaC_2, s-au obţinut grade de desulfurare excelente — 97,17% şi sulf final de 0,0011 (poziţia *2*, tabelul 4).

Concluzii

Încercările de laborator şi industriale au demonstrat că, folosind metoda de desulfurare prin agitare cu agitatorul, indiferent de conţinutul iniţial de sulf, se pot obţine cantităţi mari de fontă de calitate. Astfel pentru fontele destinate tratamentului de nodulizare se pot obţine procente de sulf mai mici de 0,005% cum nu s-au putut obţine pînă în prezent la nici un material brut de înaltă calitate.

Combinînd cele două procedee de desulfurare în afara agregatului de topire ca insuflarea agentului desulfurant şi amestecarea cu ajutorul agitatorului, într-un singur procedeu, amestecare combinată ca insuflare, se pot obţine (în condiţii economice) din cubilou acid cantităţi mari de fontă de calitate.

Componenta granulometrică a carburii de calciu se recomandă să fie de 0,2 – 1 mm. Aceasta nu necesită cheltuieli suplimentare pentru sfărîmare, întrucît în procesul tehnologic de fabricare a carbidului de la Combinatul chimic — Tîrnăveni rezultă o pulbere care prin sitare se poate foarte bine valorifica ca agent desulfurant.

BIBLIOGRAFIE

[1] Pohih şi Wschlanka, W. *Die Entschwefelung des Roheisens nach dem Tauchlanzen-Verfahren.* În: Stahl und Eisen, 87, nr. 4, 1967, p. 190–195.

[2] Poliscanovsski, S. T. *Desulfuraţiia ciuguna vduvaniem izvesti i drughih reaghentov.* În: Stal, nr. 6, 1967, p. 481–483.

[3] Sofroni, L. *Îmbunătăţirea calităţii fontelor prin tratarea în stare lichidă.* Studiu de sinteză, M.I.M.—O.D.P.T., 1968.

[4] Volianik, N. *Desulphurizing by the CTIF--VOLIANIK Process.* În: Modern Casting, nr. 3, 1976, p. 52–55.

[5] Vatga, F. *Gazol for Iron Desulphurization.* În: Journal of Metals, martie, 1960, p. 231.

[6] Rezin, M. G. şi Dobihin *Vnedomennoe obosserivanie ciuguna v kovşe s pomoşciu elektromagnitnogo permeşivaniia.* În: Izv. VUZ. Ciornaia metallurghiia, nr. 9, 1967, p. 20–24.

[7] Nolle, U. În: Stahl u. Eisen, nr. 22, 1972, p. 1085–1093.

[8] Okurot, D. M. *Converter.* În: Modern Casting, 51, nr. 1, 1967, p. 73–94.

[9] Kraemer, F., Motz şi Rohrig, K.: În: Giesserei, nr. 7, 1968, p. 145–149.

[10] Kraemer, F. În: Giesserei, nr. 4, 1970, p. 145–149.

[11] Motz, J. şi Rajendra, Narayan. În: Giesserei, nr. 7, 1971.

[12] Kraemer, F., Motz şi Röhring, K. *Application of stirring devices in foundries-metallurgical possibilities and advantages.* În: The British Foundryman, sept., 1968, p. 333.

[13] Dinescu, L. şi Hacman, A. *Desulfurarea fontelor în afara agregatului de elaborare, cu instalaţie cu agitator.* Lucrare prezentată la Sesiunea tehnico-ştiinţifică organizată la Universitatea din Braşov, 20—22 oct., vol. I., 1977.

Ing. L. Dinescu şi ing. A. Hacman
I.C.S.I.T.P.S.C. – Bucureşti

◆

DOCUMENTARE

Un record de 137 000 kcal/t înregistrat la cuptoarele de încălzire de la uzinele Sakai

La uzinele Sakai ale companiei Nippon Steel a fost realizat un nou record la consumul de combustibil, şi anume de 137 000 kcal/t la cuptorul de reîncălzire al laminorului pentru profile mari. Recordul, stabilit în luna noiembrie a anului 1979, îl depăşeşte pe cel anterior, de 146 000 kcal, al lunii februarie a aceluiaşi an la uzinele Hirohata ale companiei Nippon Steel.

Uzinele Sakai au stabilit de asemenea un nou record la consumul de combustibil de la laminorul pentru bandă la cald. Media pentru luna noiembrie 1979 a fost de 135 000 kcal/t, ceea ce reprezintă o îmbunătăţire substanţială faţă de cele 172 000 kcal/t stabilite la uzinele Hirohata în luna iunie a anului trecut.

Principalele cauze care au dus la această performanţă a fost încărcarea la cald şi laminarea directă.

(În : *Nippon Steel News, Japonia, nr. 118, 1980*)

Procedeul de recoacere de tip discontinuu pus la punct de societatea NKK

Societatea NKK a pus la punct un procedeu de recoacere de tip discontinuu ale cărui aplicaţii se concretizează în fabricarea tablelor de oţel laminate la rece, ambutisate pentru automobile, instalaţii electrice şi aplicaţii asemănătoare.

Procedeul de recoacere, denumit Sistemul de Recoacere Echicurent (UAS), prezintă toate avantajele sistemelor de recoacere a încărcăturii convenţionale, în timp ce dezavantaje ca manipulare dificilă, un ciclu mare de recoacere, dificultăţi în controlul procedeului şi al poluării sînt eliminate.

În sistemul UAS care diferă de recoacerea convenţională, colacii pătrund prin cuptoarele fixe, fiecare constînd din camere de încălzire şi răcire. Acesta este proiectat ca un sistem cu flux integrat, care se bazează pe cîteva cuptoare amplasate în rînd în aşa fel încît colacii intră în cuptor pe o parte şi ies pe cealaltă parte. În acest sistem încărcarea şi descărcarea cuptoarelor este controlată central.

Studiile societăţii NKK arată că sistemul UAS este superior recoacerii încărcăturii convenţionale atît în ceea ce priveşte calitatea produsului, cît şi scoaterea. În plus, el poate reduce numărul de zile necesare fabricării.

În prezent, NKK utilizează două procedee de recoacere care sînt considerate complementare : procedeul recoacerii continue (NKK – CAL) şi procedeul UAS.

Sistemul NKK-CAL poate fabrica produse din tablă de oţel şi anume cele cuprinse în intervalul tablelor ambutisate adînc pînă la tablele din oţel de înaltă calitate. Acest sistem necesită cicluri de încălzire şi răcire cu o durată mai mică faţă de procedeul de recoacere de tip discontinuu, dar dimensiunea tablelor care pot fi tratate este limitată.

Pe de altă parte, sistemul UAS poate trata table de dimensiuni mari sau mici, precum şi table foarte late, care nu se pot trata prin procedeul NKK—CAL.

(În : *Iron and Steel Engineer, S.U.A., nr. 10, 1980, p. 103*)

Contingentul de export de bauxită al Greciei pentru anul 1980

Ministerul Comerţului din Grecia a stabilit contingentul de export de bauxită, pentru anul 1980, la 3,195 mil. t faţă de 3,7 mil. t în anul 1979. Contingentul de export mai mic cu 505 000 t faţă de anul precedent s-a stabilit în funcţie de necesarul intern de bauxită şi de situaţia probabilă a exportului. Conform datelor comunicate de Ministerul Comerţului cota de export de bauxită stabilită pentru anul 1980 a fost următoarea : 2 100 000 t pentru ţări cu devize libere, din care 650 000 t pentru ţările Comunităţii Europene şi 650 000 t pentru U.R.S.S.

Cantitatea de 1 095 000 t a fost destinată ţărilor cu comerţ în clearing, din care 900 000 t pentru România, 50 000 t pentru Cehoslovacia, 50 000 t pentru Bulgaria, 50 000 t pentru R.D.G. şi 45 000 t pentru Polonia.

Conform datelor comunicate de Banca Greciei, valoarea exportului de bauxită a fost în anul 1978 de 29,90 mil. $, faţă de cca 28,80 mil. $ în 1977. În prima parte a anului 1979 exportul de bauxită a fost de 16,58 (12,41) mil. $.

(În : *Aluminium, R.F.G., nr. 2, 1980, p. 191*)

Islanda produce ferosiliciu

La Grundartanga, în Islanda, a fost dată în funcţiune prima instalaţie de ferosiliciu din această ţară. Capacitatea anuală actuală de producţie a instalaţiei este de 20 mii t iar capacitatea finală (1980), ca urmare a punerii în funcţiune a unei a doua instalaţii, va fi de 40 mii t. Ferosiliciul produs este destinat exportului. Prima instalaţie a fost livrată de concernul norvegian Elkem-Spigerverket (ES). Demararea acestui obiectiv reprezintă un progres în industrializarea ţării, a cărei economie se bazează pe pescuit şi agricultură. Alte proiecte de industrializare a ţării se vor baza pe utilizarea energiei hidraulice, a cărei valorificare este în prezent de 10 %.

(În : *Hutnik, Polonia, nr. 2, 1980, p. 87*)

◆

Koks i himiia, U.R.S.S., nr. 2, 1980

Deshidratarea concentratului de cărbune pe sită, prin suflare cu aer comprimat, p. 3 — *Studierea floculării suspensiei în malaxorul centrifug*, p. 5 — *Proprietăți termofizice ale cocsului de huilă*, p. 8 — *Influența fracțiilor* α_1 *și* α_2 *asupra procesului de carbonizare la temperaturi joase a cenușii de huilă*, p. 18 — *Funcționarea răcitoarelor cu țevi orizontale pentru gaze primare*, p. 29 — *Automatizarea turnului de cărbune*, p. 32 — *Optimizarea procesului de îngroșare a șlamurilor de cărbune în hidrocicloane*, p. 35 — *Protecția electrochimică a rezervoarelor de apă amoniacală*, p. 43 — *Coroziunea oțelurilor în prezența componentelor mediilor agresive din industria cocsochimică*, p. 45 — *Poluarea atmosferică și a apelor provocată de întreprinderile cocsochimice. Mijloace de combatere*, p. 47 — *Utilizarea deșeurilor acide din industria hidrocarburilor aromatice*, p. 51.

Koks i himiia, U.R.S.S., nr. 3, 1980

Brichetarea parțială a încărcăturii ca procedeu de lărgire a bazei de materii prime pentru cocsificare, p. 4 — *Calculul parametrilor presării la presele cu valțuri*, p. 8 — *Cocsificarea încărcăturii pregătite termic, la uzina metalurgică din Zapadno-Sibirsk, cu mărirea conținutului de cărbune de retortă*, p. 10 — *Experiența de producție și utilizare al brichetelor de cocs în R.P.P.*, p. 13 — *Calitatea cocsului pentru furnalele moderne*, p. 17 — *Dependența temperaturii începutului cristalizării amestecului de hidrocarburi benzenice ale gazului de cocserie de compoziția acesteia*, p. 23 — *Construcția rațională a sistemelor de aerare pentru instalațiile biochimice*, p. 31 — *Caracteristici statice și dinamice ale motorului electric al autodozatorului cu transformator de frecvență, cu tiristori*, p. 33 — *Influența conținutului de cenușă al cărbunilor bruți asupra indicatorilor calitativi, cantitativi și tehnico-economici de lucru ai fabricii de îmbogățire a cărbunelui*, p. 35 — *Cooperarea industriei cocsochimice cu industria de îngrășăminte de azot*, p. 40 — *Modificarea mixturilor anticorosive pe bază de huilă*, p. 42 — *Organizarea și experiența de lucru a brigăzii complexe de medici și ingineri, în condițiile uzinei cocsochimice*, p. 53.

Neue Hütte, R.D.G., nr. 3, martie, 1980

Controlul statistic al proceselor metalurgice cu utilizarea algoritmilor de adaptare, p. 81 — *Sistem de colectare a datelor de proces pentru băile de electroliză a aluminiului în stare topită*, p. 84 — *Sistem parțial automat pentru comanda depozitului de semifabricate de la un laminor*, p. 86 — *Experiențe la introducerea și utilizarea unui sistem complex de comandă pentru laminoare de tablă groasă în R.P.P.*, p. 91 — *Măsurarea și calcularea distribuției temperaturii în laminate la trecerea printr-un cuptor cu propulsie*, p. 96 — *Parametri de analiză termotehnică a cuptoarelor încălzite cu combustibili*, p. 99 — *Posibilitatea tratamentului termomecanic al oțelurilor de scule*, p. 105 — *Determinarea distribuției tensiunilor în straturile din apropierea suprafeței, cu ajutorul razelor X*, p. 107.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 3, 1980

Pregătirea patului de fuziune și funcționarea furnalului la elaborarea fontei brute cu conținut redus de sulf, p. 97 — *Piața mondială de cobalt și dezvoltarea în viitor*, p. 104 — *Căi noi de fabricare a cocsului metalurgic*, p. 108 — *Utilizarea calculatoarelor de proces și a microcalculatoarelor în oțelăriile electrice*, p. 112 — *Utilizarea zgurelor de oțelărie, reprezentată prin cîteva exemple*, p. 118.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 4, 1980

Exigențele impuse oțelurilor pentru industria chimică și utilizarea lor în condiții grele de lucru, p. 153 — *Dimensionarea instalațiilor de înfășurat pentru laminoarele de bandă lată*, p. 160 — *Dezvoltarea comenzii automate la instalațiile de forjare liberă*, p. 168 — *Calcularea forței și energiei pentru tragerea profilelor simple cu ajutorul filierelor*, p. 174.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 5, 1980

Aplicarea tehnologiilor moderne de control în siderurgie (I), p. 201 — *Stadiul și dezvoltarea tehnicii de automatizare*, p. 202 — *Influența unui grad înalt de automatizare asupra proiectării și punerii în funcțiune a instalațiilor*, p. 209 — *Interacțiunea între suflantele de furnal, furnal și caupere*, p. 214 — *Procedeul ELRED, o nouă cale de elaborare a fontei cu costuri reduse*, p. 220.

Wiadomosci Hutnicze, Polonia, nr. 2, 1980

Influența reducerii intermediare asupra consumului de cocs la elaborarea fontelor de afinare, p. 37 — *Mașinile de forjare*, p. 41 — *Structura și proprietățile sîrmei din aliaj rezistent H25J5*, p. 47 — *Influența retopirii electrice sub zgură asupra proprietăților oțelului 16G2AV*, p. 52 — *Brevete poloneze din domeniul siderurgiei*, p. 57.

Hutnik, Polonia, nr. 2, 1980

Praful de cărbune ca mijloc operativ de acționare asupra stării termice a furnalului, p. 47 — *Bazele teoretice ale rafinării cu argon a oțelului*, p. 50 — *Influența conținutului de CaO în zgura sistem* CaF_2-CaO-Al_2O *asupra purității retopirii electrice a oțelului*, p. 56 — *Influența procesului de îmbătrînire asupra structurii și proprietăților mecanice ale oțelului austenitic întărit prin precipitare*, p. 61 — *Cromoaluminizarea prin difuzie a oțelurilor în condiții de temperaturi variabile*, p. 69. — *Metode alese de descompunere a emulsiilor uleioase folosite în metalurgia poloneză*, p. 75.

Iz. VUZ. Ciornaia metallurghiia, U.R.S.S., nr. 3, 1980

Viscozitatea soluțiilor, p. 5 — *Activitatea oxidului feros în sistemele de oxizi cu mai multe componente*, p. 9 — *Legitățile cinetice ale degajării de hidrogen din α-fier în cadrul intervalului de temperatură 250—304* °C, p. 15 — *Decarburarea pieselor din fontă în faza gazoasă*, p. 19 — *Utilizarea varului cu un grad diferit de ardere în încărcătura de aglomerare*, p. 24 — *Cinetica arderii combustibilului solid tratat cu soluții apoase — alcaline*, p. 27 — *Modelarea procedeului de amestecare în flux a fontei*, p. 32 — *Zona de reacție a convertizorului cu insuflare de oxigen prin pulsații*, p. 36 — *Caracteristica zgurelor de convertizor în cazul folosirii masei topite de zgure pregătite*, p. 41 — *Mecanismul de formare a furnalului în convertizorul cu suflare prin partea de sus*, p. 44 — *Schimbul de căldură în zona de răcire secundară la mașinile de turnare continuă a semifabricatelor curbilinii*, p. 53 — *Particularitățile decarburării maselor topite de Fe-Cr-Ni în cazul suflării cu azot și oxigen prin partea de jos*, p. 57 — *Utilizarea deșeurilor de șlefuire la afinarea oxidantă a aliajelor de precizie*, p. 61 — *Conductibilitatea aliajelor din sistemul Mn-Fe-Si-C și Mn-Fe-Si-Al-C*, p. 67 — *Legitățile de modificare a indicelui de ambutisare la laminarea profilelor în formă de T*, p. 70 — *Deformarea metalului la laminarea transversală pe înălțime*, p. 75 — *Criteriu de similitudine la laminare*, p. 79 — *Metodologia prelucrării datelor experimentale privind durificarea și înmuierea oțelurilor*, p. 82 — *Determinarea forței de presare la rece a pieselor cu ax simetric*, p. 86 — *Particularitățile acțiunii unsorilor cu grafit la fabricarea fundurilor prin netezirea cu role*, p. 90 — *Metodologia calculării preselor termoelastice. II*, p. 94 — *Influența dimensiunilor finite ale atomilor asupra legităților de schimbare a structurii în metale*, p. 99 — *Relaxarea la limita grăunților și adsorbția internă intercristalină în aliajele de fier-titan și fier-reniu*, p. 103 — *Influența fazei* β_0 *asupra forței coercitive a aliajelor IuNDKT*, p. 108 — *Compoziția de fază a oțelului H12M*, p. 113 — *Succedarea ecruisării după deformarea la cald a oțelurilor de scule la o călire repetată*, p. 116 — *Metodologia de construire a curbelor dilatometrice după datele diagramelor termocinetice de descompunere a austenitei*, p. 120.

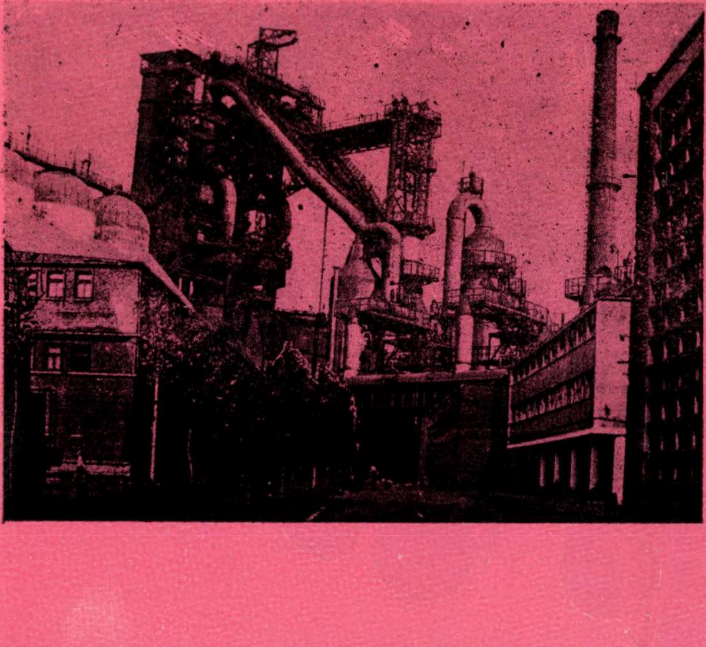
ÎNTREPRINDEREA DE CONSTRUCŢII SIDERURGICE HUNEDOARA

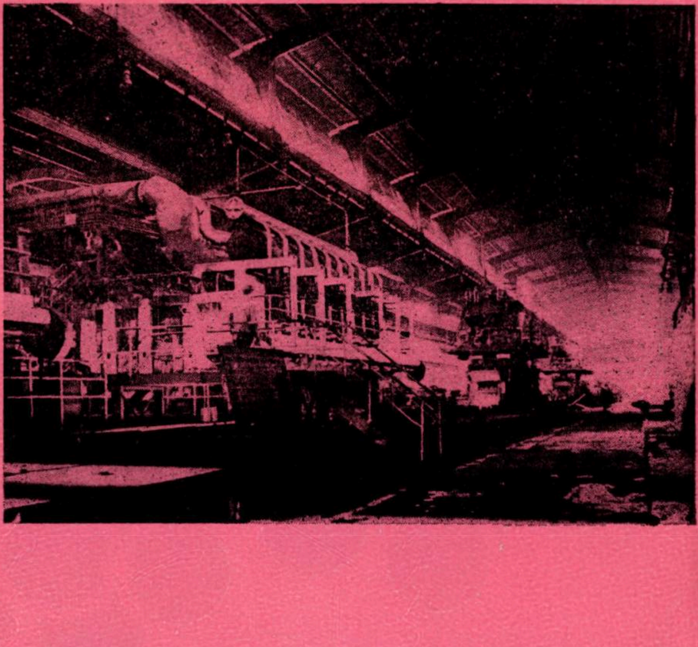
Str. Dr. Petru Groza nr. 8 • 2750 Hunedoara
telefon: 13050; 13051 – telex : 032417

ÎN EXECUŢIA LUCRĂRILOR DE CONSTRUCŢII-MONTAJ FOLOSEŞTE PROCEDEE ŞI TEHNOLOGII MODERNE, UTILIZÎND FORŢĂ DE MUNCĂ SPECIALIZATĂ CU O ÎNDELUNGATA EXPERIENŢĂ

EXECUTĂ LUCRĂRI DE CONSTRUCŢII-MONTAJ SPECIFICE COMBINATELOR SIDERURGICE

- Fabrici de aglomerare
- Baterii de cocsificare, distilerii de gudron
- Furnale
- Oţelării Martin şi electrice
- Laminoare
- Turnătorii, forje
- Fabrici de oxigen
- Fabrici de var
- Fabrici de dolomită
- Instalaţii electrice de mecanizare şi automatizare
- Lucrări de căi ferate şi drumuri
- Montaje de cuptoare pentru produse refractare
- Uzine de construcţii metalice şi utilaj metalurgic
- Construcţii social-culturale şi sportive
- Construcţii zootehnice
- Fabrici pentru industria uşoară





ÎNTREPRINDEREA DE ȚEVI REPUBLICA

BUCUREȘTI ● B-dul Muncii nr. 256 ● Telefon 43 09 50

PRODUCE

Țevi din oțel fără sudură laminate la cald, laminate la rece sau trase la rece, cu diametrul exterior pînă la 6 5/8 inci inclusiv:

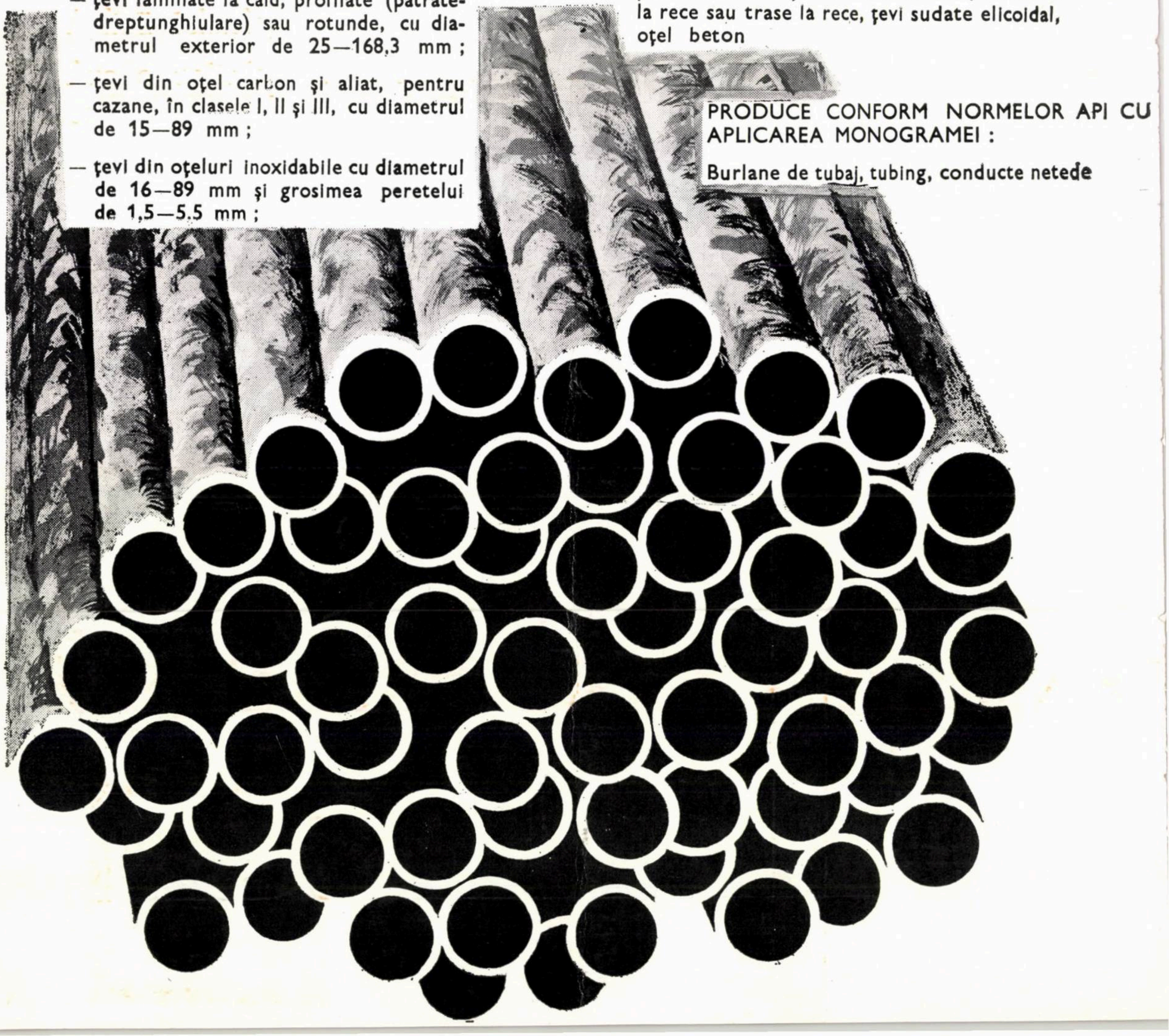
- pentru industria petrolieră: burlane de tubaj, țevi extracție-tubing, prăjini de foraj cu racorduri sudate, conducte
- pentru prospecțiuni geologice: burlane de tubaj, prăjini de foraj, prăjini de antrenare, carotiere
- pentru construcții și construcții de mașini:
  - țevi trase sau laminate la rece, profilate sau rotunde, cu diametrul exterior de 5—80 mm;
  - țevi laminate la cald, profilate (pătrate-dreptunghiulare) sau rotunde, cu diametrul exterior de 25—168,3 mm;
  - țevi din oțel carbon și aliat, pentru cazane, în clasele I, II și III, cu diametrul de 15—89 mm;
  - țevi din oțeluri inoxidabile cu diametrul de 16—89 mm și grosimea peretelui de 1,5—5,5 mm;
- pentru conducte magistrale de gaze naturale și țiței, conducte de apă, construcții metalice: țevi sudate elicoidal, cu diametre de 250—1 600 mm și lungimi cuprinse între 6 și 12 m
- pentru construcții, construcții metalice sau construcții de mașini: oțel beton, oțel rotund, sîrmă, cuie

EXPORTĂ

— Burlane de tubaj, tubing, conducte petroliere, — prăjini de foraj cu racorduri sudate, țevi pentru construcții laminate la cald, laminate la rece sau trase la rece, țevi sudate elicoidal, oțel beton

PRODUCE CONFORM NORMELOR API CU APLICAREA MONOGRAMEI:

Burlane de tubaj, tubing, conducte netede



CCPFȚT

CENTRUL DE CERCETARI SI PROIECTARI DE FABRICATIE PENTRU TEVI SI TREFILATE

DESIGN AND RESEARCH CENTRE FOR PIPE AND WIRE PRODUCTS MANUFACTURING

Centrul elaborează la cerere tehnologii, studii, expertize, proiecte pentru utilaje, instalaţii, linii complexe, secţii şi unităţi industriale, precum şi materiale în domeniul ţevilor şi trefilatelor şi acordă asistenţă tehnică de înaltă calificare.

Service pentru defectoscopie nedistructivă cu ultrasunete şi curenţi turbionari.

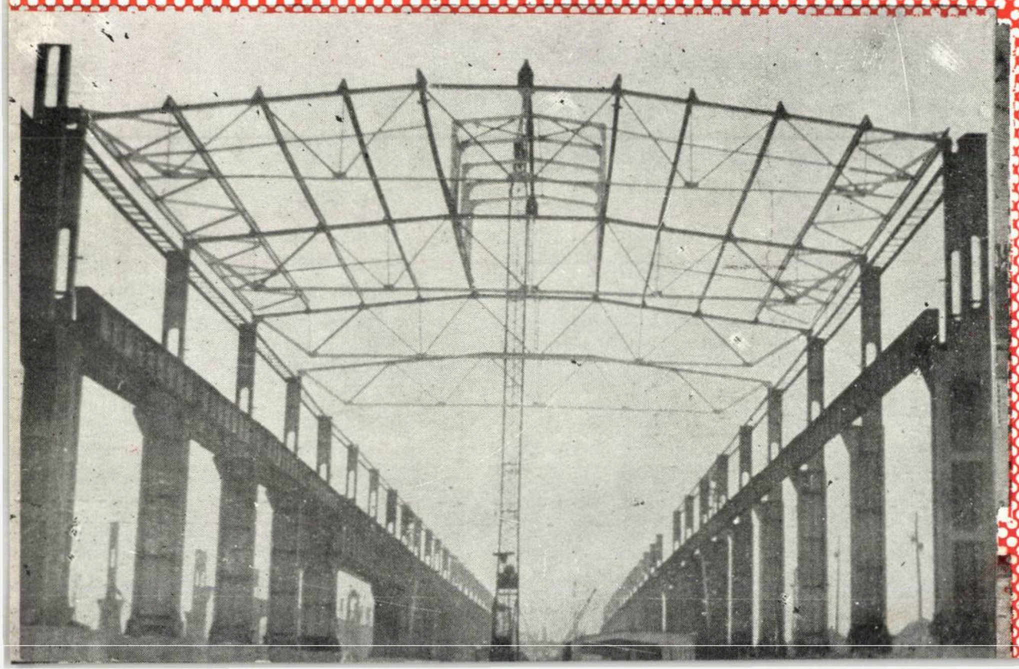
The Centre elaborates, on order, technologies, studies, expert appraisements, designs for equipments, installations, complex lines, workshops and industrial units, as well as materials for pipes and wire products and ensures high skilled technical assistance.

Service for ultrasonic and eddy current non - destructive testing.

Bulevardul Muncii nr. 256 - 7000, Bucureşti - România
Telef.: 27.70.90.

ÎNTREPRINDEREA DE
ŞI MONTAJE

- A luat ființă în anul 1960
- Foloseşte procedee şi tehnologii moderne de construcții, dispune de o dotare tehnică modernă şi de o forță de muncă specializată şi cu experiență îndelungată
- Aplică tehnologii specifice de înaltă productivitate
- Are o activitate fructuoasă de export în calitate de constructor şi furnizor

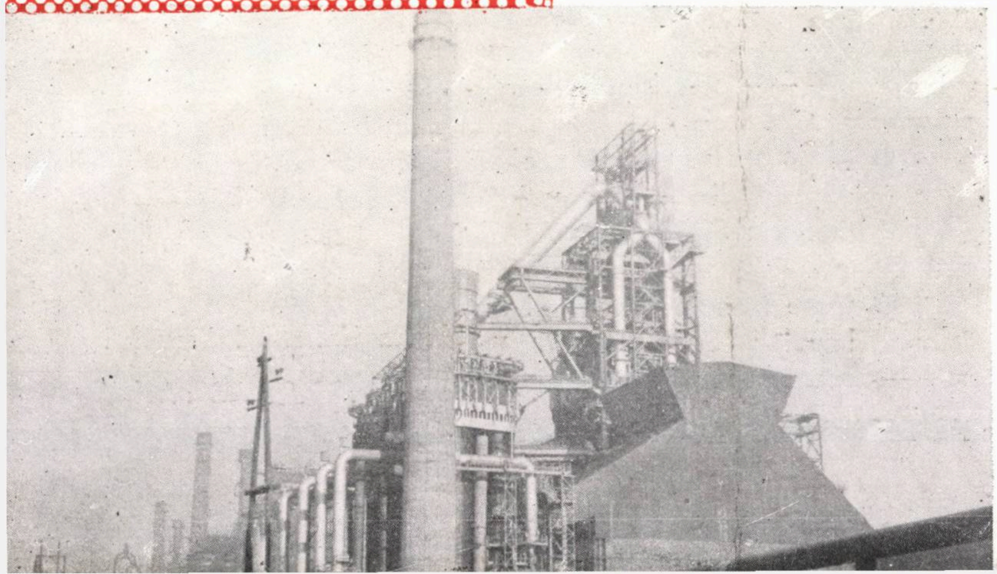


Şoseaua Smîrdan—Galați

CONSTRUCȚII SIDERURGICE GALAȚI

CUTĂ ÎNTREAGA GAMĂ DE
ECTIVE CARE COMPUN UN
MBINAT SIDERURGIC
EGRAT:

- aterii de cocsificare
- abrici de aglomerare
- ırnale
- țelării LD și electrice
- nstalații de turnare continuă
- aminoare
- abrici de var și produse efractare
- abrici de oxigen
- aptări de apă industrială
- nstalații complexe de fluide termoenergetice
- nstalații complete și complexe electrice și de automatizare
- ucrări de căi ferate și drumuri
- onsolidări de teren cu piloți forați, Franky, prefabricați și de pămînt
- onstrucții de interes general



ÎNTREPRINDEREA "VICTORIA" CĂLAN

Str. Furnalistului nr. 17,
Jud. Hunedoara, cod 2637

PRODUCE ŞI LIVREAZA :

PRODUSE DE FURNAL :

- fontă brută, STAS 882-78
- zgură granulată de furnal, STAS 648-74

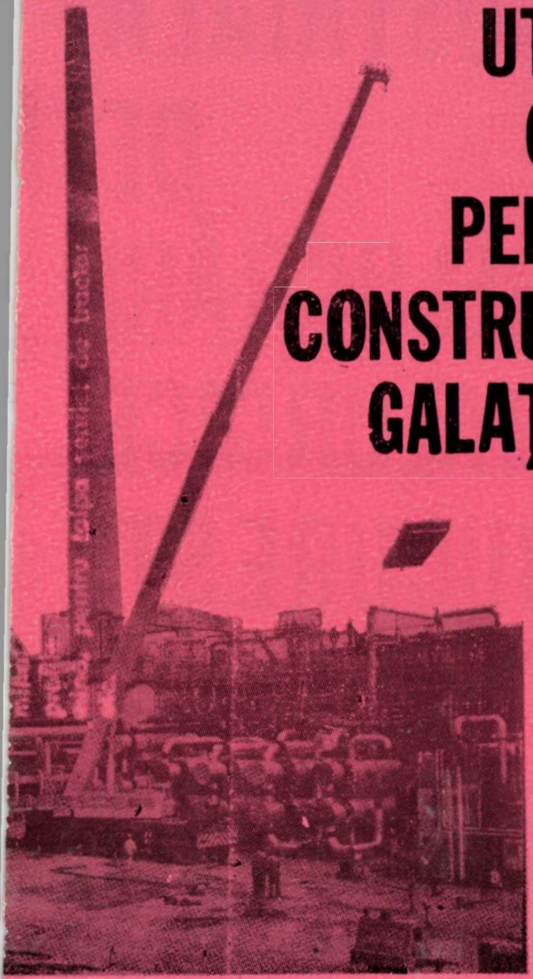
PRODUSE CĂRBUNOASE :

- semicocs de fluidizare, NID 31-78
- cocs de fluidizare, NID 119-78

PIESE TURNATE DIN FONTĂ :

- radiatoare cu coloane libere şi secţiune circulară, STAS 7364-78/STAS 1676-78
- utilaj de turnare pentru oţelării:
  - lingotiere din fontă, NID 204-78
  - poduri de turnare, NID 150-78
  - pîlnii de turnare
- cilindri de laminor din fontă în stare brută sau eboşată:
  - semiduri, STAS 9432-74
  - duri, STAS 4596-74
  - oţel hipereutectoid tip Adamit
- piese pentru maşini-unelte, în stare brută sau eboşată, din fontă Fcx 200; Fcx 250 şi Fcx 300 conform STAS 8541-75
- piese turnate din fontă cenuşie cu grafit lamelar, STAS 568-75, în stare brut turnată, eboşată sau prelucrate în stare finită

ÎNTREPRINDEREA DE UTILAJ GREU PENTRU CONSTRUCŢII GALAŢI



(I. U. G. C. — Galaţi)

este profilată pentru mecanizarea lucrărilor de **construcţii**-montaj la obiectivele industriale **din** ramura metalurgiei situate în Galaţi, Călăraşi, **Reşiţa**, Hunedoara şi Tîrgovişte, fiind dotată în acest scop cu mijloace mecanizate dintre cele mai moderne :

- sonete pentru executarea piloţilor de tip Franky
- echipamente şi utilaje complete pentru execuţia de coloane forate cu diametre pînă la 800 mm şi adîncimi pînă la 40 m
- instalaţii pentru executarea de ecrane etanşe din beton cu lăţimea de 800 mm şi adîncimi pînă la 40 m
- automacarale şi macarale pe pneuri şi şenile cu capacităţi pînă la 140 t, printre care automacarale cu braţ telescopic între 80 şi 110 t
- o gamă variată de utilaje terasiere, buldozere, excavatoare, autoîncărcătoare cu care poate executa lucrări complexe de terasamente şi drumuri cu execuţia la tarif fizic
- instalaţii pentru punerea în operă a betonului, autopompe de beton cu capacităţi pînă la 60 m^3/h, automalaxoare cu capacitatea pînă la 5,5 m^3 etc.

I. U. G. C — Galaţi
Şos. Smîrdan nr. 2,
telefon : 30031

Întreprinderea de țe
REPUBLICA - București

Întreprinderea metalurgi
Iași

Întreprinderea de țevi
Roman

Întreprinderea de sîrmă
și produse din sîrmă
Buzău

Industria sîrmei
Cîmpia Turzii

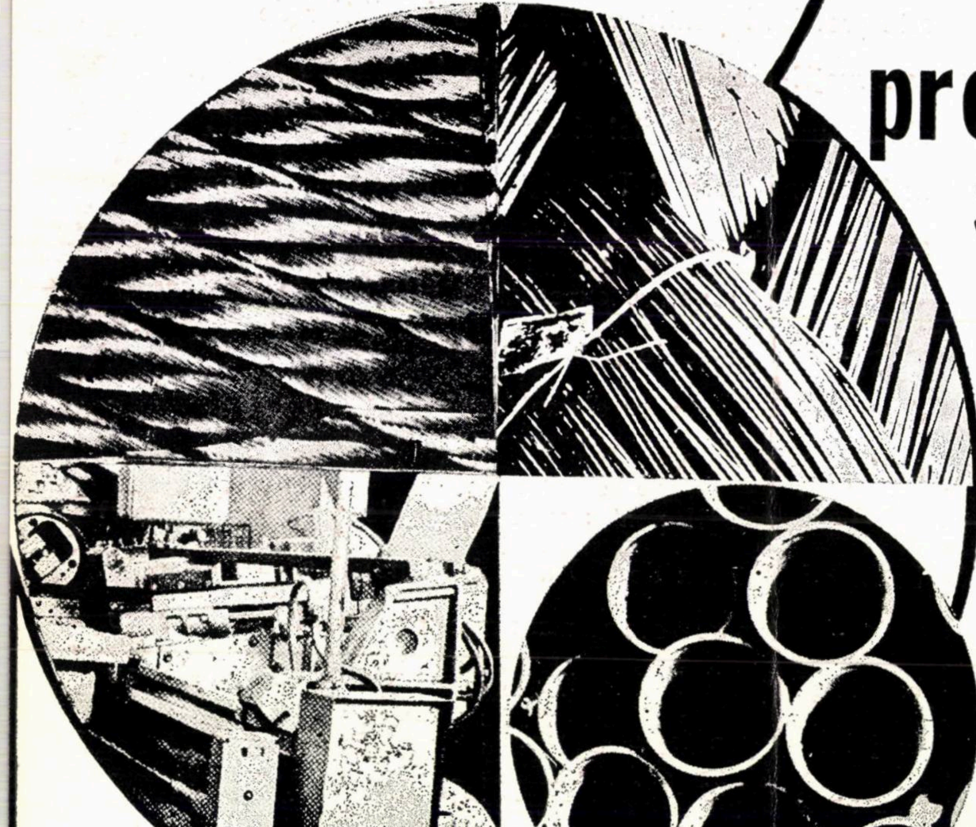
Uzina
CABLUL ROMÂNESC
Ploiești

Întreprinderea
LAMINORUL - Brăila

Întreprinderea
metalurgică - Aiud

Întreprinderea
de sîrmă, cuie și lanțuri
Galați

CENTRALA INDUSTRIALĂ DE PRELUCRĂRI METALURGICE BUCUREȘTI



produce și livrează

- **țevi** pentru construcții, țevi de **instalații**, țevi pentru conducte petroliere, burlane de tubaj, țevi de extracție, prăjini de foraj cu racorduri sudate, prăjini grele, țevi pentru cazane, țevi inoxidabile, țevi profilate, profile formate la rece, profile din oțel laminate la cald, sîrmă laminată la cald, bare trase, **oțel beton** laminat la cald, sîrmă din oțel pentru beton precomprimat, sîrmă trefilată moale, tare și zincată, sîrmă ghimpată, cabluri de tracțiune, cabluri din oțel-aluminiu, electrozi de sudură, cuie de construcții, lanțuri navale, lanțuri industriale, lanțuri comerciale, sîrmă de sudură, flux de sudură, echipament pentru industria siderurgică, construcții metalice, piese mecanice brut turnate sau uzinate, echipament și instalații diverse.

ÎNTREPRINDEREA "OȚELINOX" TÎRGOVIȘTE

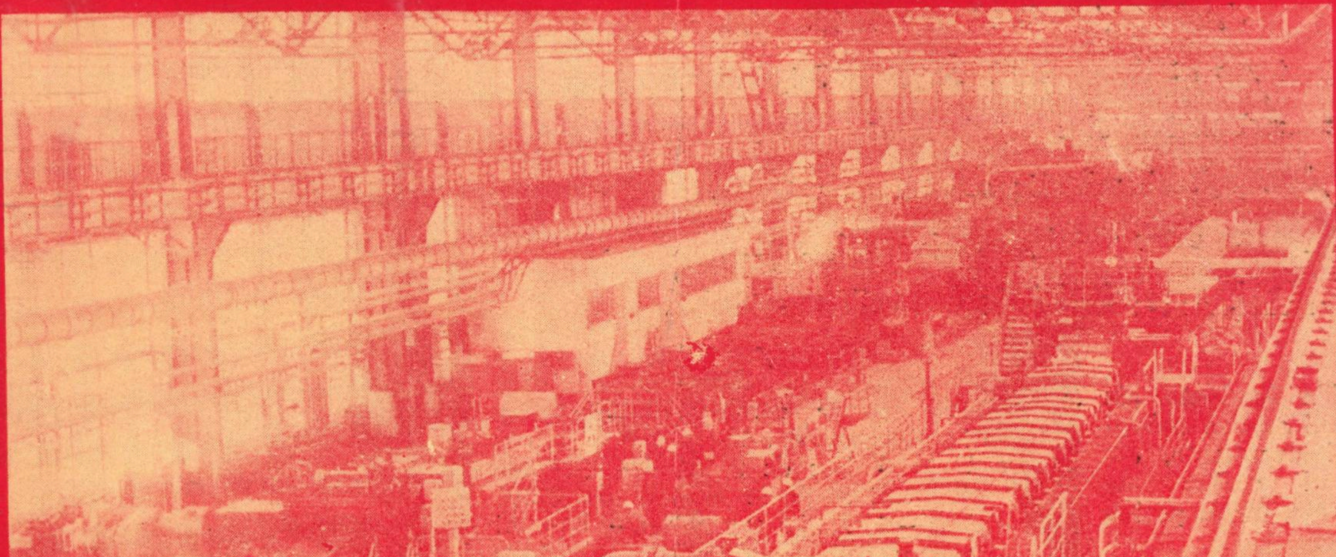
Str. Șoseaua Găiești 16 - Județul Dîmbovița
Telex : 17294 - Telefon : 11230; 14735

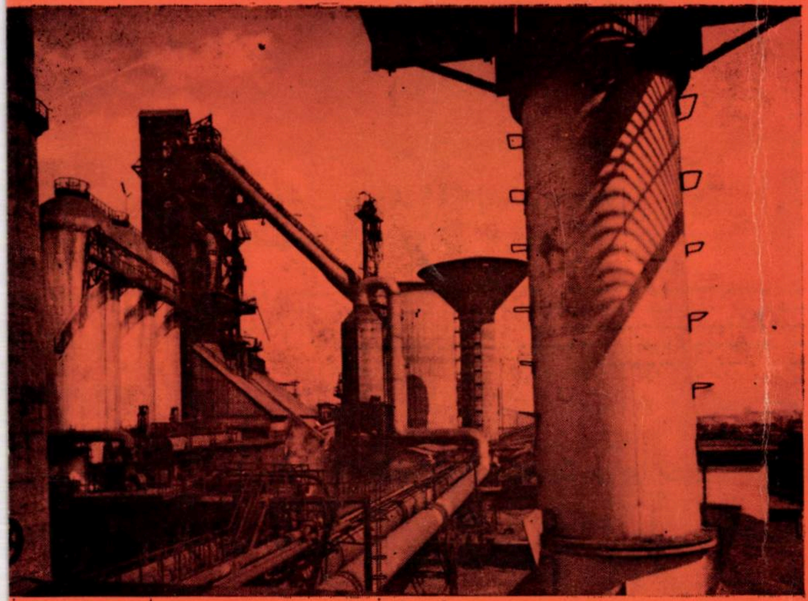
PRODUCE și LIVREAZĂ :

Table și benzi din oțeluri inoxidabile (austenitice, feritice și martensitice) cu următoarele dimensiuni :

- grosime 0,3 - 3 mm
- lățime benzi 50 - 1250 mm
- lățime table 500 - 1250 mm
- lungime table pînă la 4 000 mm

Produsele se livrează ambalate sub formă de pachete și rulouri





CSH

1980 NOV 3

vă oferă

profile laminate din oţeluri carbon calmate şi necalmate, din oţeluri carbon de calitate, aliate şi slab aliate.

● rotunde cu diametrul de 10–180 mm ● cornier 20×20–150×150 mm ● I 18–I 24 ● U 6,5 – U 24 ● late de 20×5–150×20 mm ● benzi laminate la cald de 200×2 – 370×5,5 mm ● ţagle, blumuri pentru forjă, de 70×70 – 400×400 mm ● oţel beton cu profil periodic laminat la cald, oţel beton neted laminat la cald, sîrmă laminată la cald, profile speciale pentru armături de mină, pentru talpa şenilei de tractor etc.

1884·1974 CSH 90 ANI

COMBINATUL SIDERURGIC HUNEDOARA

Str. Dr. P. Groza nr. 8. Hunedoara • Telex: 032411 • Tel: 12533 – 11075 – 12767 – 11462 – 12747

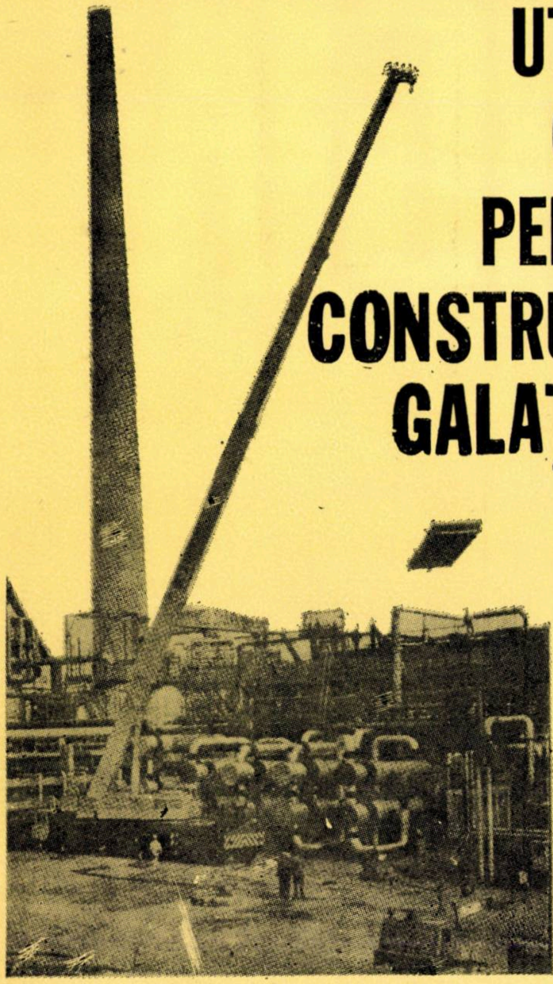
E 3280

METALURGIA

8

METALURGIA • BUCUREȘTI • ANUL XXXII • NR. 8 • AUGUST 1980

ÎNTREPRINDEREA DE UTILAJ GREU PENTRU CONSTRUCȚII GALAȚI



(I. U. G. C. — Galați)

este profilată pentru mecanizarea lucrărilor de construcții-montaj la obiectivele industriale din ramura metalurgiei situate în Galați, Călărași, Reșița, Hunedoara și Tîrgoviște, fiind dotată în acest scop cu mijloace mecanizate dintre cele mai moderne :

- sonete pentru executarea piloților de tip Franky
- echipamente și utilaje complete pentru execuția de coloane forate cu diametre pînă la 800 mm și adîncimi pînă la 40 m
- instalații pentru executarea de ecrane etanșe din beton cu lățimea de 800 mm și adîncimi pînă la 40 m
- automacarale și macarale pe pneuri și șenile cu capacități pînă la 140 t, printre care automacarale cu braț telescopic între 80 și 110 t
- o gamă variată de utilaje terasiere, buldozere, excavatoare, autoîncărcătoare cu care poate executa lucrări complexe de terasamente și drumuri cu execuția la tarif fizic
- instalații pentru punerea în operă a betonului, autopompe de beton cu capacități pînă la 60 m^3/h, automalaxoare cu capacitatea pînă la 5,5 m^3 etc.

I. U. G. C — Galați
Sos. Smîrdan nr. 2,
telefon : 30031

METALURGIA

Anul 32 Nr. 8 august 1980

CUPRINS

Petrescu, P. şi *Gherasim, T.* : **Aspecte energetice ale ansamblului furnale-suflante** 385

Dinescu, R., Oprea, G. şi *Suciu, I.* : **Studiul interacţiunii oţel lichid-refractar, prin măsurători de tensiuni interfaciale** 389

Ionescu, C., Păsărică, Victoria, Poşircă, I., Baroncea, E. şi *Alexandrescu Stela* : **Natura şi dispersia incluziunilor nemetalice în oţelurile pentru rulmenţi, elaborate în cuptoare electrice de 50 t** 395

Catrinoiu, C. : **Studiul călibilităţii oţelului marca OLC 45 AT elaborat în cuptoare electrice** 404

Atanasiu, N. : **Optimizarea parametrilor tehnologici la tragerea ţevilor pe dorn flotant** 408

Costache, Georgeta Mariana şi Costache, D. : **Studiul cinetic al sistemului tropeolină 0 — bromat de potasiu—V^{5+} aplicat la determinarea microcantităţilor de vanadiu din oţeluri** 413

Farbaş, N. şi *Pascu, R.* : **Controlul metalografic al îmbinărilor sudate** 416

Vachniuc, V. : **Creşterea duratei de funcţionare a utilajului de turnare** 421

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Popovici, M., Dinescu, L. şi *Hacman, A.* : **Contribuţii la dezvoltarea procedeului de formare în vid** 424

Tenteş, Al. : **Cercetări privind folosirea aerului îmbogăţit în oxigen la topirea în suspensie** 429

DOCUMENTARE

COLEGIUL DE REDACŢIE

LAURENTIE SOFRONI — preşedinte, CEZAR AVRAM, GHEORGHE BUJGOI, ALEXANDRU CIOROGARU, SORIN CÎNDEA, ANTONICĂ DIJMĂRESCU, CONSTANTIN DRAGOMIR, IANCU DRĂGAN, ION DRĂGAN, DAN DULAMĂ, TRAIAN DUMITRESCU, SUZANA GĂDEA, GHEORGHE GHEORGHIU, VASILE GROSU, CONSTANTIN IONESCU, VICTOR MIHU, ION MOLDOVAN, NICOLAE MURGULEŢ, FLOREA OPREA, IGINIO PAVONI, MIRCEA PENESCU, MIRCEA POPOVICI, ION PRISECARU, ŞTEFAN RĂDVAN, CORNEL RIZESCU, MARIA SAVU, CLAUDIU ŞTEFĂNESCU, SILVIA VACU, VASILE VĂZDĂUŢEANU, VASILE VULCU

Redactor : G. COJOCARIU
Tehnoredactor : EC. CHIPARIZOPOL

„Cititorii din străinătate se pot abona adresîndu-se la ILEXIM Departamentul Export-Import Presă, P.O. Box 136—137, telex : 11226, Bucureşti, str. 30 Decembrie nr. 3".

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice şi al Consiliului Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacţia şi administraţia, Bucureşti, str. Mendeleev 21—25, Sector 1, Telefon : 59.49.90. Revista este editată de ICEM — O.I.D. Instituţiile pot achita abonamentele în contul nostru de virament nr. 30.15.0.01.01.B.N. — R.S.R. — filiala sector VI — Institutul de cercetări metalurgice. Tarif pentru întreprinderi : lei 150 anual ; tarif pentru abonamente individuale : 48 lei anual. Costul unui exemplar : lei 5. Tiparul — Întreprinderea poligrafică „Informaţia", str. Brezoianu, nr. 23—25, Bucureşti

„Taxele poştale achitate conform aprobării D.G.P.Tc. nr. 137/5462/1979"

I.P.I. c. 2383

42 406

CONTENTS

DC : 669 162 2 :662 61 9

Petrescu, P. and *Gherasim, T.* : **Energy aspects of the assembly blast furnace blow-holes**

The paper presents comparatively some conclusions, calculations and nomograms regarding the energy consumptions in blast-furnace ironmaking, when technologies of partial coke, natural gas and oil substitution are used.

Metalurgia 32 (1980), nr. 8, p. 385—388

DC : 666 76 :620 493

Dinescu, R., Oprea, G. and *Suciu, I.* : **The study of liquid steel-refractory interaction by measuring interfacial tensions**

The paper deals with a method of determining the surface tension in a refractory solid body and the liquid steel-refractory interfacial tension ; the latter tension is a parameter which, together with the adhesion work, may be a measure of interfacial interactions.

There are also shown the experimental results for zircon refractories in contact with manganese and silicon steels ; they revealed the fact that the enrichment with ZrO2 leads to a definite improvement of zircon refractories behaviour when in contact with manganese steels.

Metalurgia 32 (1980), nr. 8 p. 389—394

DC : 669 14 018 29 3 :669 054

Ionescu, C., Păsărică Victoria, Poşircă, I., Baroncea, E., Alexandrescu, Stela : **The nature and the dispersion of the nonmetallic inclusions in the ball bearing steels produced in the 50 t electric furnaces**

The paper presents the results obtained in the nonmetallic inclusion research in the RUL 1 and RUL 2 ball bearing steels produced in the 50 t basical line electric furnaces.

The following methods were used to this view :
the analysis with the optical microscope and with the electron microprobe ; the separation of the inclusions in the steel using the radiochemical method and the determination of their chemical composition ; the X rays analysis of the inclusions separated in the steel.

Metalurgia 32 (1980), nr. 8, p. 395—403

DC : 539 54 :669 141 247

Catrinoiu, C. : **The study of the quench hardenability of the OLC 45 AT steel produced in electric furnace**

The quench hardenability of the OLC 45 AT steel produced in the electric furnaces proves that it can be included in the hardeness prescriptions (HRC) within the method of the frontal quenching, specified in STAS 8580—74, when a material with a much higher toughness than that produced in the open-hearth furnaces is obtained.

The most powerful element during the electric furnace steelmaking proved to be the titanium, which must be added in percentages of 0,02—0,40 % before the ferro-borron addition.

Metalurgia 32 (1980), nr. 8, p. 404—407

DC : 621 774 3

Atanasiu, N. : **The optimization of the technological parameters tube floating plug drawing**

The author presents the theoretical aspects and the experimental results regarding the technological parameters optimization of the floating plug drawing of aluminium alloy tubes (AlMgSi and AlMgMn).

The values obtained from the calculations correspond to the experimental data regarding the tensile force, the die and plug angles and the elongation factor.

Metalurgia 32 (1980), nr. 8, p. 408—412

DC : 543.062 :669.15—194

Costache, Georgeta Mariana and *Costache, D.* : **Kinetic study of the system Tropeoline 0—potassium bromate—V^{5+} applied to measure vanadium from steel**

Vanadium is measured Kinetically, by making use of its catalytic action on the oxidation reaction Tropeoline O with potassium bromate. The influence of pH and of bromate concentration are studied ; the values of rate constants, and the calibration graph are given ; studies on the influence of foreign ions and the reproducibility of the method are carried out. The method may be applied in the concentration range of 2.14×10^{-9} gv/cm^2—16.08×10^{-9} gV/cm^2 and may be (applied to measure vanadium from steel).

Metalurgia 32 (1980) nr 8 p 413—415

DC : 621 791 052 :620—186

Farbaş, N. and *Pascu, R.* : **Metallographical analysis of welded joints**

Metallographical analysis stages of welded joints for quality assessment of welded constructions, by structural examinations of weld characteristic areas, are described. It is shown the metallographical analysis importance in problems solutions, relating to welding, brazing and plating technologies and to cause determination of any welded structures failures.

Metalurgia 32 (1980), nr. 8, p. 416—420

DC : 621 74 658 2

Vachniuc, C. : **The increase in the casting equipment life**

The casting equipment behaviour dependence of the operation conditions, design parameters and techological factors is presented.

The author recommends especially the passing to the reclaiming operations using methods like : welding clamps and metallic paste cladding in a view to increasing the casting equipment life.

Metalurgia 32 (1980), nr. 8, p. 421—423

DC : 621 744

Popovici, M., Dinescu, L. and *Hacman, A.* : **Contributions to the development of the vacuum moulding.**

Metalurgia 32 (1980), nr. 8, p. 424—428

DC : 669 053 2

Tenteş, Al. : **Researches regarding the using of the enriched air in oxygen to the suspension melting.**

Metalurgia 32 (1980), nr. 8, p. 429—433

INHALT

DK : 669.162.2 :662.61/.9

Petrescu, P. und *Gheràsim, T.* : **Energetische Aspekte im Bereich Hochofen-Gebläse**

Es werden einige Schlussfolgerungen, Berechnungen und Nomogramme über die Energieverbräuche bei der Gusseisenherstellung im Hochofen verlgichen, bei Anwendung einiger Verfahrenstechniken für den teilweisen Ersatz des Kokses, Methangases und Öles.

Metalurgia 32 (1980), nr. 8, p. 385—388

DK : 666.76 :620.193

Dinescu, R., *Oprea, G.* und *Suciu, I.* : **Das Studium der Wechselwirkung flüssiger Stahl-Feuerfestmaterial mittels der Grenzflächenspannungsbestimmung**

Die Arbeit umfasst eine Bestimmungsmethode der Oberflächenspannung eines feuerfesten Materials und der Grenzflächenspannung zwischen flüssigem Stahl und Feuerfestmaterial. Letztere Spannung ist eine Grösse die zusammen mit der Adhäsionsarbeit ein Mass für die bei den Grenzflächen auftretenden Weschselwirkungen darstellt.

Es werden gleichzeitig auch die Versuchsergebnisse beim Kontakt der Zirkon-Feuerfestmaterialen mit den Mangan und Siliziumstählen dargestellt, wobei hervorgeht, dass die Anreicherung mit ZrO_2 zu einer deutlichen Verbesserung des Verhaltens der Zirkon-Feuerfestmaterialen wenn sie sich im Kontakt mit den Manganstählen befinden, führt.

Metalurgia 32 (1980), nr. 8, p. 389—394

DK : 669.14.018.29.3 :669.054

Ionescu, C., *Păsărică, Victoria*, *Poşircă, I.*, *Baroncea, E.* und *Alexandrescu, Stela* : **Art und Verteilung der nichtmetallischen Einschlüsse in Kugellagerstählen**

Es werden die Ergebnisse angegeben infolge der Untersuchung der nichtmetallischen Einschlüsse in Kugellagerstählen RUL 1 und RUL 2. Die Stähle sind in 50 To Elektroöfen mit basicher Zustellung hergestellt worden.

Die Untersuchungen sind durch folgende Methoden durchgeführt worden :

— Lichtmikroskop und elektronische Mikrosonde

— Trennung der Einschlüsse durch Radiochemie, Bestimmung der chemischen Zusammensetzung

— Roentgenanalyse der getrennten Einschlüsse

Metalurgia 32 (1980), nr. 8, p. 395—403

DK : 539.54 :669.141.247

Catrinoiu, C. : **Studium über die Härtbarkeit des in Elektroöfen hergestellten Stahles OLC 45 AT**

Die Härtbarkeit des in Elektroöfen hergestellten Stahles OLC 45 AT gliedert sich in die Vorschriften STAS 8580—74. Man ehält somit ein Material mit höherer Zähigkeit als beim Martinstahl.

Bei der Elektrostahlherstellung wird der beste Entstickungsmittel Titan, in Mengen von 0,02—0,04% vor Ferrobor eingesetzt.

etalurgia 32 (1980), nr. 8, p. 404—407

DK : 621.774.3

Atanasiu, N. : **Optimierung der Betriebsparameter beim Rohrziehen auf fliegendem Dorn**

In der Arbeit werden theoretische Aspekte und Untersuchungsergebnisse im Zusammenhang mit der Optimierung der Betriebsparameter beim Ziehen der Rohre aus Aluminiumlegierungen (AlMgSi und AlMgMn) auf fliegendem Dorn.

Die berechneten Resultate stimmen mit den experimentellen überein.

Metalurgia 32 (1980), nr. 8, p. 408—412

DK : 543.062 :669.15—149

Costache, Georgeta Mariana und *Costache, D.* : **Kinetisches Studium im System Tropeolin 0 — Kaliumbromat— V^{5+} bei der Bestimmung der Vanadium-Mikromengen in Stählen**

In der Arbeit wird das kinetische System Tropeolin O— Kaliumbromat V^{5+} studiert im Zusammenhang mit der Reaktionsgeschwindingkeit, Veränderung der Geschwindigkeitskonstante in Abhängigkeit vom Katalysator und Temperatur. Die Untersuchungsergebnisse werden in halblogaritmische Koordinate-Zeit linearisiert und Eichungsschaubilder aufgestellt.

Mit Hilfe dieser Methode wurde Vanadium quantitativ in Werkzeugstählen bestimmt.

Metalurgia 32 (1980), nr. 8, p. 413—415

DK : 621.791.052 :620—186

Farbaş, N. und *Pascu, R.* : **Gefügeuntersuchungen der Schweissverbindungen**

Es werden die Etappen der Gefügeuntersuchungen der Schweissverbindungen zur Sicherung einer hohen Qualität der geschweissten Bauteile untersucht. Ferner wird die Rolle der Metallographie bei der Untersuchung der Schweiss-, Löt- und Plattiertechnologien sowie auch bei der Schadenuntersuchung erläutert.

Metalurgia 32 (1980), nr. 8, p. 416—420

DK : 621.74 :658.2

Vachniuc, C. : **Steigerung der Betriebsdauer der Giessereiausrüstung**

Es wird das Verhalten der Giessereiausrüstung in Abhängigkeit zu den Betriebsbedingungen, Bauparametern und technologischen Faktoren analysiert.

Für die Steigerung der Betriebsdauer der Giessereiausrüstung müssen Wiederinstandsetzungsarbeiten durch schweissen, plattieren mit Metall und Beschlagkitt, durchgeführt werden.

Metalurgia 32 (1980), nr. 8, p. 421—423

KD : 621.744

Popovici, M., *Dinescu, L.* und *Hacman, A.* : **Entwicklung des Formverfahrens unter Vakuum**

Metalurgia 32 (1980), nr. 8. p. 424—428

DK : 669.053.2

Tenteş, Al. :**Untersuchungen über die Anwendung der mit Sauerstoff angereicherten Luft beim Schwebeschmelzen**

Metalurgia 32 (1980), nr. 8, p. 429—433

SOMMAIRE

C.D : 669.162 2 :662.6/.9

Petrescu, P. et *Gherasim, T.* : **Aspects énergetiques de l'ensemble hauts fourneaux-souffiantes**

On présente des conclusions, calculs et nomogrammes comparatifs concernant la consommation d'énergie pendant l'élaboration de la fonte dans le haut fourneau pour le cas de lutilisation des technologies de substitution partielle du coke, du gaz méthane et du mazout.

Metalurgia 32 (1980), nr. 8, p. 385—388

CD : 666.76 :620.493

Dinescu, R., Oprea, G. et *Suciu, I.* : **Etude de l'interaction acier liquide—réfractaire, à travers les mesures des tensions interfaciales**

L'oeuvre présente une méthode de détermination de la tension superficielle d'un solide réfractaire et de la tension interfaciale acier liquide — réfractaire, celle-ci étant une grandeur qui, de pair avec le travail d'adhésion, peut former une mesure des interactions intervenant à l'interface.

On présente aussi les résultats des expériences dans le cas des réfractaires de zirconium en contact avec les aciers au manganèse et au silicium ; il résulte que l'enrichissement avec du ZrO2 conduit à une nette amélioration du comportement des réfractaires de zirconium en contacte avec les aciers au manganèse.

Metalurgia 32 (1980), nr. 8, p. 389—394

CD : 669.14.018.-29.3 :669 054

Ionescu, C., Păsărică, Victoria, Poşircă, I., Baroncea, E. et *Alexandrescu, Stela* : **La nature et la dispersion des inclusions non-métalliques dans les aciers à roulments, élaborés dans des fours électriques de 50 t**

On présente les résultats obtenus dans l'investigation des inclusions non-métalliques dans les aciers à roulments RUL 1 et RUL 2, élaborés dans des fours électriques de 50 t à revêtement basique.

Dans ce but on a utilisé les suivantes méthodes :

— l'analyse au microscope optique et à microsonde électronique ;

— la séparation des inclusions dans l'acier par radiochimie et détermination de la composition chimique des inclusions ;

— analyse à rayons X des inclusions séparées de l'acier.

Metalurgia 32 (1980), nr. 8, p. 395—403

CD : 539.54 :669.141.247

Catrinoiu, C. : **Etude de la trempabilité de l'acier de nuance OLC 45 AT élaboré dans des fours électriques**

La trempabilité de l'acier de nuance OLC 45 AT, élaboré dans des fours électriques, prouve qu'il répond aux prescriptions de dureté (HRC) pour la méthode de trempe frontale standard STAS 8580—74. La ténacité de cet acier est plus élevée que celle obtenue par l'élaboration dans des fours Siemens-Martin.

Les plus puissant agent de dénitruration, dans l'élaboraboration dans des fours électriques, est le titane, qui doit être ajouté dans une proportion de 0,02...0,04% avant l'addition du fero-bore.

Metalurgia 32 (1980), nr. 8, p. 404—407

CD : 621.774.3

Atanasiu, N. : **L'optimisation des paramètres technologiques à l'étirage des tubes sur mandrin flottant**

L'oeuvre présente les aspects théoriques et les résultats expérimentaux concernant l'optimisation des paramètres technologiques pendant l'étirage sur mandrin flottant des tubes en alliages d'alluminium (AlMgSi et AlMgMn).

Les valeurs obtenues par calculs concordent bien avec les données expérimentales concernant la force d'étirage, les angles de la matrice et du mandrin et le coefficient d'allongement.

Metalurgia 32 (1980), nr. 8, p. 408—412

CD : 543.062 :669.15—194

Costache, Mariana, Georgeta et *Costache, D.* : **Etude cinétique du système tropéoline 0—bromate de potassium—V^{5+}, appliqué à la détermination des micro- quantités des vanadium dans l'acier**

En surveillant la vitesse de réaction, la variation de la constante de vitesse fonction de la concentration du catalyseur et fonction de température, on étudie le système cinétique tropéoline O— bromate de potassium. On linéarise les données éxpérimentales dans des coordonnées demi-logarithmiques-temps et puis on construit, à base de celles-ci, la graphique d'étalonnage.

On a appliqué ce système à la détermination quantitative du vanadium dans les aciers à outils.

Metalurgia 32 (1980), nr. 8, p. 413—415

CD : 621.791.052 :620—186

Farbaş, N. et *Pascu, R.* : **L'analyse métallographique des soudures**

On présente les étapes de l'analyse métallographique des soudures pour attester la qualité des constructions soudées, par l'examination structurale des zones caractéristiques. On met en évidence l'importance de l'analyse métallographique dans le domaine de la recherche des technologies de soudage, brasage et placage, ainsi que la détermination des causes des avaries.

Metalurgia 32 (1980), nr. 8, p. 416—420

CD : 621.74.658.2

Vachniuc, C. : **L'accroissement de la durée de fonctionnement des outillages de coulée**

On présente la dépendance du comportement de l'outillage de coulée de conditions d'exploitations, paramètres constructifs et facteurs technologiques.

Pour l'augmentation de la durabilité de l'outillage de coulée, il s'impose l'utilisation des opérations de régéneration par soudage et placage métalique, du masticage et l'application des clameaux.

Metalurgia 32 (1980), nr. 8, p. 421—423

CD : 621.744

Popovici, M., Dinescu, L. et *Hacman, A.* : **Contributions au développement du procédé de formage sous vide**

Metalurgia 32 (1980), nr. 8 p. 424—428

CD : 669.053.2

Tenteş, Al. : **Recherches sur l'utilisation de l'air enrichi oxygène à la fusion en suspension**

Metalurgia 32 (1980), nr. 8, p. 429—433

СОДЕРЖАНИЕ

ДК : 669.162.2 :662.6/.9

Петреску, П. и Герасим, Т.: **Энергетические аспекты ансамбля доменная печь-воздуходувка**

Сравнительно представлены некоторые выводы, расчеты и номограммы относительно энергетических расходов, при выплавке чугуна в доменной печи, в случае применения технологии частичного замещения кокса, природного газа и мазута.

Metalurgia 32 (1980), nr. 8, p. 385–388

ДК : 666.76 :620.493

Динеску, Р., Опреа, Г. и Сучю, И.: **Изучение взаимодействия жидкой стали-огнеупоров путем измерения межфазного натяжения**

В работе представлен метод определения поверхностного натяжения твердых огнеупоров и межфазного натяжения жидкой стали—огнеупоров, последнее представляет величину, которая вместе с адгезивной работой может стать мерой взаимодействий, возникающих между фазами.

Представлены, тажке, экспериментальне результаты для случая цирконных огнеупоров в контакте с марганцевой и кремниевой сталью, в результате чего следует, что обогащение ZrO_2 ведет к очевидному улучшению поведения цирконных огнеупоров в контакте с марганцевыми сталями.

Metalurgia 32 (1980), nr. 8, p. 389–394

ДК : 669.14.018.29.3 :669.054

Ионеску К., Пээрикэ, Виктория, Пошикрэ, И., Барончеа, Е. и Александреску Стела: **Натура и диспергирование неметаллических включений в подшипниковых сталях, выплавленных в 50 т электропечах**

Представлены полученные результаты исследований неметаллических включений в подшипниковых сталях РУЛ 1 и РУЛ 2, выплавленных в 50 т электропечах с основной футеровкой.

С этой целью использовались следующие методы:
— анализ оптическим микроскопом и электрическим микрозондом;
— отделение включений из стали радиохимическим методом, определение их химического состава;
— анализ лучами X отдельных включений.

Metalurgia 32 (1980), nr. 8, p. 395–403

ДК : 539.54 :669.141.247

Катриною, К.: **Изучение прокаливаемости стали марки ОЛК45АТ, выплавленной в электропечах**

Прокаливаемость стали марки ОЛК45Т, выплавленной в электропечах доказывает, что можно влкючить в предписания твердости к методу фронтальной закалки, предписанные в СТАС 8580—74, в условиях получения материала с более повышенной вязкостью, чем при выплавке в мартеновских печах.

При выплавке в электропечах самый сильный денитрирующий агент является титан, который следует добавлять в 0,02. . .0,04% перед добавкой ферробора.

Metalurgia 32 (1980), nr. 8, p. 404–407

ДК : 621.774.3

Атанасиу, Н.: **Оптимизация технологических параметров при волочении труб на непостоянной оправке**

В работе представлены теоретические аспекты и экспериментальные результаты, касающиеся оптимизации технологических параметров при волочении труб из алюминиевых сплавов (AlMgSi и AlMgMn) на неподвижнсной оправке.

Полученные значения из расчётов находятся в хорошом соответствии с экспериментальными данными, касающиеся растягивающейся силы углов матрицы и дорна и коэффициента удлинения.

Metalurgia 32 (1980), nr. 8, p. 408–412

ДК : 543.062 :669.15—194

Костаке, Мариана, Джорджета и Костаке, Д.: **Кинетические исследования системы тропеолин 0-бромат калия-V^{5+}, применимые при определении микроколичеств ванадия в сталях**

Изучается кинетическая система тропеолин 0-бромат калия следя за скоростью реакции, вариацией постоянной скорости в зависимости от концентрации катализатора и от температуры.

Эти исследования применились при количественном определении ванадия в инструментальных сталях.

Metalurgia 32 (1980), nr. 8, p. 413–415

ДК : 621.791.052 :620—186

Фарбаш, Н. и Паску, Р.: **Металлографический анализ сварных соединений**

В работе представлены этапы металлографического анализа сварных соединений ввиду подверждения качества сварных конструкций при помощи структурных исследований, характерных для сварных швов зон.

Приведено значение металлографического анализа в решении задач в области исследования технологий сварки, пайки, плакирования и в определении аварий сварных структур.

Metalurgia 32 (1980), nr. 8, p. 416–420

ДК : 621.74 :658.2

Вахнюк, К.: **Повышение срока действия литейного оборудования**

Представлена зависимость поведения литейного оборудования от: условий эксплуатации, конструктивных параметров и технологических факторов.

Для повышения стойкости литейного оборудования необходим переход особенно к процессу восстановливания: сваркой, зажимом и металлическим плакированием, пастой (замаской).

Metalurgia 32 (1980), nr. 8, p. 421–423

ДК : 621.744

Поповичь, М., Динеску, Л. и Хакман, А.: **Вклад при развитии формовки в вакууме**

Metalurgia 32 (1980), nr. 8, p. 424–428

ДК : 669.053.2

Центеш, Ал.: **Исследования, касающиеся использования дутья обогащенного в кислороде при плавке в взвешанном состоянии**

Metalurgia 32 (1980), nr. 8, p. 429–433

METALURGIA 8

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL
INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA 1980

Ing. P. Petrescu
Centrul de perfecţionare M.I.M. – Bucureşti
şi ing. T. Gherasim
C.C.P.T. – Bucureşti

Aspecte energetice ale ansamblului furnale-suflante

CZ : 669.162.2 :662.6/.9

În lucrările „Aspecte tehnice şi economice ale unei politici energetice a elaborării fontei în furnal" (1) şi „Aspecte energetice ale insuflării aerului la furnale" (2), apărute în revista „Metalurgia", nr. 5 şi 6, 1980, s-au analizat din punct de vedere energetic şi economic variantele :

I. Înlocuirea cocsului cu păcură injectată la gurile de vînt.

II. Înlocuirea cocsului cu cărbuni injectaţi la gurile de vînt.

III. Înlocuirea cocsului cu cărbuni injectaţi la gurile de vînt şi cu gaze reducătoare insuflate la baza cuvei.

IV. Înlocuirea cocsului cu hidrogen insuflat la gurile de vînt şi la baza cuvei, produs cu ajutorul energiei nucleare.

Din punct de vedere energetic s-au analizat variantele :

1. antrenarea suflantei cu turbină cu aburi de 35 at ;

2. antrenarea suflantei cu turbină cu aburi de 90 at ;

3. antrenarea cu electromotor ;

4. influenţa adaosului de oxigen în aerul insuflat.

În cele ce urmează se va determina influenţa recuperării energiei fizice a gazului de furnal, prin detenţa sa în turbine de expansiune (amplasate de regulă la gîtul furnalelor) asupra balanţei energetice globale şi se vor sintetiza rezultatele energetice, în vederea unei comparaţii generale.

Calculul energiei de expansiune a gazului de furnal

Se calculează pentru :
volumul gazului – $V = 100 \times 10^3$ Nm³/h ;
temperatura – $t_1 = 200°C$;
presiunea iniţială – $P_1 = 2{,}5$ at ;
presiunea finală – $P_2 = 1{,}2$ at

$$V_1 = \frac{100 \times 10^3 \times 473}{2{,}5 \times 273} = 69\,304 \text{ m}^3$$

Lucrul mecanic adiabatic se calculează cu formula :

$$L = \frac{1}{\eta - 1} P_1 V_1 \left[1 - \frac{(P_2)}{(P_1)}^{\frac{n-1}{n}} \right]$$

coeficientul adiabatic $\eta = 1{,}35$

Lucrul mecanic rezultă :

$L = 103\,819 \times 10^4$ kgm sau

$L = 3\,283\,715$ kcal sau

$P = 3\,818$ kW

Practic, debitul garantat de gaz este mai mic decit cel nominal (echilibrarea clopotelor, pierderi etc.). Astfel că se ia 75% şi se admite un randament al turbinei de 65% :

$L = 50\,612 \times 10^4$ kgm pentru 100×10^3 Nm³/h

$L = 1\,600\,811$ kcal

$L = 1\,861$ kW

Dacă se recalculează pe tona fontă, considerînd 1 600 Nm³gaz/tf şi pentru furnale de capacitate mare, rezultă că se pot recupera :

30 kWh/t fontă,

valoare care se apropie de ordinul de mărime al tuturor consumatorilor de energie electrică ai unui sector de furnale (excepţie oxigen, suflante).

Se cunoaşte că utilizarea unor asemenea turbine a început să se generalizeze, mai ales în U.R.S.S. şi Japonia dar, din lipsa unor date mai concrete, calculul s-a menţinut în limitele sale teoretice.

Rezultatele tuturor calculelor efectuate în (1) şi (2) se sintetizează în tabelele 1 şi 2.

În tabelul 1 s-au prevăzut diferenţele pozitive sau negative ale consumului de energie faţă de un mers de referinţă, luînd în considerare

Tabelul 1

Consumul global de energie, exclusiv cocsul

		I Păcură + oxigen	*II* Cărbuni	*III* Cărbuni + gaze red.	*IV* Hidrogen
1	**Energie primară suplimentară, kcal/t fontă**	1 900 000	720 000	2 955 000	3 192 750
2	**Energie economisită, kcal/t fontă**	190×7 000= 1 330 000	72×7 000= 504 000	267×7 000= 1 869 000	180×7 000= 1 260 000
3	**Energie suplimentară netă consumată, kcal/t fontă**	570 000	216 000	1 086 000	1 932 750
4	**Energie de insuflare aer+oxigen, kcal/t fontă**				
	turbine cu abur, 35 at	367 880	325 530	325 530	325 530
	turbine cu abur, 90 at	328 483	271 100	271 100	271 100
	acționare electrică	285 915	212 300	212 300	212 300
5	**Energie de preîncălzire a aerului, kcal/t fontă**	367 125	507 300	507 300	507 300
6	**Energie chimică recuperată din gazul de furnal, kcal/t fontă**	1 528 920	1 344 750	1 344 750	1 344 750
7	**Energie fizică recuperabilă din gazul de furnal, kcal/t fontă**	20 810	25 613	25 613	25 613
8	**Total energie calculată (3+4+5)−(6+7)** *1*	−203 105	−270 307	+548 467	+1 395 217
	2	−292 502	−325 737	+502 637	+1 340 787
	3	−417 370	−383 537	+435 237	+1 281 987

Obs. Diferențele celor trei variante în debitul de gaz și puterile calorice respective au fost neglijate cu excepția insuflării cu sau fără oxigen

Tabelul 2

Consumul și costul global de energie

	I Păcură + oxigen	*II* Cărbuni	*III* Cărbuni + gaze reducătoare	*IV* Hidrogen
Consum de energie primară	**Consum cocs, kg/t fontă**			
	400	538	333	420
Total, kcal/t fontă *1*	2 800 000− 203 105 2 596 895	3 766 000− 270 307 3 495 693	2 331 000+ 548 467 2 879 467	2 940 000+ 1 395 217 4 335 217
2	2 800 000− 242 502 2 557 498	3 766 000− 325 737 3 440 263	2 831 000+ 502 637 2 833 637	2 940 000+ 1 340 787 4 280 787
3	2 800 000− 417 370 2 382 630	3 766 000− 383 537 3 382 463	2 331 000+ 435 237 2 766 237	2 940 000+ 1 281 987 4 221 987
Cost combustibili și energie, $/t fontă				
Strategii min.−min.	42,80	43,40	45,62	54,12
min.−max.	65,16	48,20	65,78	128,30
max.−max.	105,16	111,00	99,38	171,30
max.−min.	82,10	96,20	73,22	84,12

Obs. Din costul combustibililor și energiei, astfel cum a fost determinat în (1) s-au scăzut 15, respectiv 13 $/t fontă, reprezentînd contravaloarea energiei recuperate la un cost de $0,01 \times 10^{-3}$ $/kcal

variantele de economisire a cocsului din furnal, variantele de insuflare a aerului și variantele de recuperare a energiei chimice și fizice a gazului de furnal.

În tabelul 2 se calculează consumul total de energie, adăugînd deci și consumul de cocs rezultat și se trece în paralel și costul combustibililor și energiei în diferitele strategii de preț adoptate conform caculelor din (1) și (2).

Concluzii generale. Din examinarea tabelelor 1 și 2 și luînd în considerare cele expuse în lucrările (1) și (2) se pot extrage următoarele concluzii generale:

- ● Variantele de înlocuire a cocsului sînt comparabile între ele, cu excepția utilizării cărbunilor insuflați la gurile de vînt care, în stadiul tehnologiilor experimentate în prezent, nu au trecut de pragul de 120 kg/tf și deci nu a fost combinată cu utilizarea oxigenului.
- ● Comparația consumului global de energie se prezintă în tabelul 3.

Tabelul 3

Consumul global de energie furnale-suflante, %

	Mers de referință	*I* Păcură + oxigen	*II* Cărbuni	*III* Cărbuni + gaze red.	*IV* Hidrogen
Consum cocs, kg/tf	600	400	538	333	420
Turbină cu abur, 35 at *1*	101,9	89	120	99	149
Turbină cu abur, 90 at *2*	100,0	88	118	97	147
Acționare electrică *3*	99,85	82	116	95	145

Obs. Diferențele în debitele și puterile calorice ale gazului, cu excepția funcționării cu sau fără oxigen au fost neglijate

Se observă următoarele :

— Acționarea electrică a suflantelor rămîne cea mai avantajoasă. Diferențele mici fac însă ca alte argumente tehnice și economice să decidă soluția.

Ca termen de comparație s-a luat acționarea cu turbine cu abur de 90 at.

Tabelul 4

Participarea energetică a cocsului în bilanțul global, %

	Mers de referință	*I* Păcură + oxigen	*II* Cărbuni	*III* Cărbuni + gaze red.	*IV* Hidrogen
Turbină cu abur *1*	141	108	108	81	68
Turbină cu abur, 90 at *2*	144	109,5	109	87	69
Acționare electrică *3*	145	117	111	84	70

— Variantele *I* (păcură + oxigen) și *III* (cărbuni + gaze reducătoare) sînt aproximativ echivalente, mai favorabilă rămînînd varianta *I*, cu o diferență de circa 10%.

— Din punct de vedere energetic varianta cu hidrogen produs prin electroliză este cea mai dezavantajoasă, cu un plus de energie de circa 45%.

— Decizia trebuie luată la nivelul structurii energiei și aproape exclusiv în funcție de costuri, deoarece toate problemele tehnologice vor fi rezolvate.

Tabelul 5

Structura prețurilor

Cocs + păcură + prod. O_2		Total, $/t fontă	Recuperări gaz + energ. el.	Cocs	Păcură	Oxigen	Cărbuni + cărbuni pt. insuflare var. *2*	Gaze red.	H_2
	a. min.—	43,70	15	40	17,1	0,72	—	—	—
	min.		0,3				1,20		
	b. min.—	66	15	80	38	2,16	—	—	—
I	max.		0,3				1,20		
	c. max.—	92	30	80	38	2,16	—	—	—
	max.		0,9				2,80		
	d. max.—		30	80	17,1	0,72	—	—	—
	min.	70	0,9				2,80		
	a. min.—	43	15	52,80	—	—	3,60	—	—
	min.		0,3				1,50		
	b. min.—	47,40	15	52,80	—	—	8,40	—	—
II	max.		0,3				1,50		
	c. max.—	86,50	30	105,60	—	—	8,40	—	—
	max.		0,9				3,50		
	d. max.—	81,70	30	105,60	—	—	3,60	—	—
	min.		0,9				3,50		
	a. min.—	39	15	33	—	—	19,62		—
	min.		0,3				1,40	Produse	
	b. min.—	64	15	33	—	—	45,78		—
III	max.		0,3				1,40	din	
	c. max.—	84	30	66,6	—	—	45,78		—
	max.		0,9				3,0	cărbuni	
	d. max.—	58	30	66,6	—	—	19,62		
	min.		0,9				3,0		—
	a. min.—	65	15	42	—	—	—	—	37,12
	min.		0,3				1,30		
	b. min.—	139	15	42	—	—	—	—	111,3
IV	max.		0,3				1,30		
	c. max.—	167	30	84	—	—	—	—	111,3
	max.		0,9				2,90		
	d. max.—	93	30	84	—	—	—	—	37,12
	min.		0,9				2,90		
Mers de referință	min.	45	15	60	—	—	—	—	—
	max.	90	30	120	—	—	—	—	—

Obs. Aproximațiile rezultate din lipsa unor calcule tehnologice detaliate nu influențează sensul concluziilor

● Atît din punct de vedere energetic, cît și din punct de vedere economic, cocsul rămîne cea mai importantă poziție. Participarea sa energetică se prezintă în tabelul 4.

Modul de alcătuire a tabelului nu trebuie să surprindă, deoarece în consumul global de energie s-au exclus toate recuperările posibile, independent de sectorul în care sînt utilizate.

Structura prețurilor în strategiile adoptate se compune, mergînd numai pe varianta *2*, în felul arătat în tabelul 5.

● Pentru a clarifica concluziile se subliniază următoarele strategii și variante :

Strategia c valabilă pentru toate variantele și care reprezintă maximum preț cocs și maximum preț combustibili auxiliari.

În acest caz utilizarea cărbunilor în special sub formă de gaze reducătoare este cea mai avantajoasă variantă.

— *Strategia b*, care reprezintă minimum preț cocs și maximum preț combustibili auxiliari, rămîne foarte importantă în ipoteza fabricării cocsului din combustibili neaglutinanți. În acest caz mersul de referință rămîne cel mai avantajos.

— *Strategia a* (min. —max.) devine importantă în funcție de cele menționate la strategia *b* pentru varianta *III* care devine cea mai avantajoasă.

Rezultatele sînt arătate în tabelul 6.

● Concluziile finale care rezultă sînt :

— Utilizarea cocsului fabricat din cărbuni necocsificabili este cea mai avantajoasă soluție. Deoarece atît tehnologia fabricării cocsului, cît și tehnologia elaborării fontei în aceste condiții nu sînt încă puse la punct, aceasta trebuie combinată cu insuflarea cărbunilor și a gazelor reducătoare produse din cărbuni.

Tabelul 6

Strategiile și variantele avantajoase

	Mers de referință	*I* Păcură+ oxigen	*II* Cărbuni	*III* Cărbuni + gaze red.	*IV* Hidrogen
1 Consum cocs, kg/t fontă	600	400	538	333	420
2 Consum combustibili auxiliari	—	190 kg/t 90 Nm^3/t	120 kg/t	120 kg/t 750 Nm^3/t	675 Nm^3/t
3 Cost combustibili și energie, $/t fontă					
Strategia *c*. max.— max.	90	92	86,50	$\boxed{84}$	167
Strategia *b*. min.— max.	$\boxed{45}$	66	47,40	64	139
Strategia *a*. min.— min.	45	43,70	43	$\boxed{39}$	65

— Utilizarea oxigenului deși avantajoasă în sine, combinată cu injectarea păcurii, oferă costuri comparabile cu mersul de referință și oferă avantaje numai în funcție de posibilitățile de aprovizionare.

— Hidrogenul fabricat cu ajutorul energiei electrice de origine nucleară devine avantajos la o reducere a prețurilor energiei respective față de sursele clasice cu circa 50%, ceea ce se consideră posibil în perspectivă.

— Utilizarea reducătorilor auxiliari produși din cărbuni se impun nu numai ca o soluție de etapă, putînd suporta și comparația cu energia nucleară.

Obs. Calculele sînt indicative, oferă o metodă și gradul de apoximație nu schimbă sensul concluziilor.

◆

Prof. dr. doc. ing. R. Dinescu
Institutul Naţional de Chimie
ing. G. Oprea şi fiz. I. Suciu
Institutul de cercetări metalurgice — Bucureşti

Studiul interacţiunii oţel lichid— refractar, prin măsurători de tensiuni interfaciale

CZ : 666.76 :620.193

Coroziunea refractarelor de către un metal sau aliaj topit este în general o reacţie solid-lichid destul de lentă şi puţin importantă în comparaţie cu coroziunea provocată de zgure [1]. Informaţii care să conţină exprimarea atacului chimic al metalului sau aliajului lichid sînt puţine şi permit doar explicarea unui anumit fenomen. Metodele clasice de experimentare [2], [3] permit reproducerea în parte a condiţiilor de serviciu ale refractarelor în siderurgie şi punerea în evidenţă a reacţiilor chimice şi proceselor fizico-chimice care se desfăşoară la contactul refractar-metal topit. Pot fi puse în evidenţă : variaţiile compoziţiei topiturii, schimbările de aspect şi de volum ale epruvetelor, natura şi presiunea fazelor formate. S-a stabilit totuşi că o mare importanţă o are cunoaşterea energiilor superficiale ale celor două faze în contact, a procesului de „udare" a refractarului de către topitură, de acestea depinzînd penetraţia lichidului în solid şi, în continuare, reacţiile de oxido-reducere care au loc la interfaţă sau pot fi măsuri ale interacţiunii.

În lucrare este prezentat studiul comportării refractarelor zirconice în contact cu oţeluri cu conţinut de mangan şi siliciu prin măsurători de unghiuri de udare. Au fost calculate tensiunile superficiale ale oţelurilor de lucru, tensiunile superficiale ale materialelor refractare, tensiunile interfaciale şi lucrurile de adeziune, ultimele două reprezentînd măsuri ale interacţiunilor care intervin.

Principiul metodei de calcul al tensiunii interfaciale

O metodă de investigare a udabilităţii materialelor ceramice refractare de către metale sau aliaje lichide foloseşte tehnica „picăturii aşezate", bine cunoscută din literatură [4]—[13] şi prezentată de autori în lucrarea [14].

Pentru o picătură de metal pe un suport ceramic (fig. 1) se realizează un echilibru al tensiunilor interfazice în conformitate cu ecuaţia lui Young :

$$\sigma_{SL} = \sigma_{SV} + \sigma_{LV} \cos \theta \qquad (1)$$

Dintre aceste mărimi doar două, σ_{LV} şi cos θ, pot fi determinate prin metoda menţionată, astfel încît pentru calcularea σ_{SL} este necesară cunoaşterea σ_{SV}.

Admiţînd că cele două mărimi măsurabile au o variaţie liniară cu temperatura se pot scrie relaţiile :

$$\cos \theta = A + B \cdot T \qquad (2)$$

şi

$$\sigma_{LV} = a + b \cdot T \qquad (3)$$

în care B şi b sînt pantele celor două drepte, denumite uzual coeficienţi de temperatură. Dacă se obţin astfel de variaţii (fig. 2 şi 3) pentru două lichide L_1 şi L_2, cu tensiuni superficiale mai mari decît suportul ceramic refractar, se pot calcula prin extrapolare temperaturile critice T_{cs_1} şi T_{cs_2} ale celor două lichide la care $\theta = 0$. Acestora le corespund două valori critice, σ_{cs_1} şi σ_{cs_2}, ale tensiunilor superficiale ale celor două lichide.

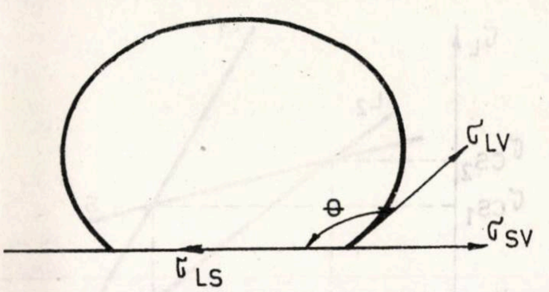


Fig. 1. Configuraţia unei picături de lichid pe o suprafaţă solidă, pentru cazul în care lichidul nu udă solidul (θ> 90°)

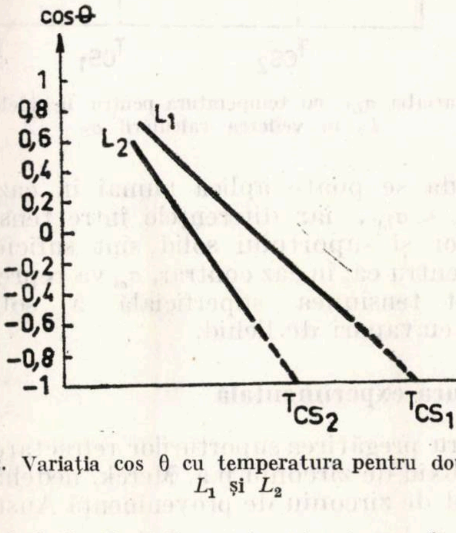


Fig. 2. Variaţia cos θ cu temperatura pentru două lichide L_1 şi L_2

Cazul θ = 0 corespunde întinderii picăturii pe suportul solid, pentru care tensiunea interfacilă $\sigma_{SL} = 0$. Ţinînd seamă de ecuaţia (1), rezultă egalităţile:

$$\sigma_{S_1} = \sigma_{cs_1} \tag{4}$$

$$\sigma_{S_2} = \sigma_{cs_2} \tag{5}$$

şi se poate admite deci că la temperaturile critice tensiunea superficială a solidului devine egală cu ale lichidelor. Avînd aceste două valori ale σ_{SV} se poate scrie ecuaţia:

$$\sigma_{SV} = \frac{\sigma_{cs_2} - \sigma_{cs_1}}{T_{cs_2} - T_{cs_1}} \cdot T_{cs_1} + \sigma_{cs_1} + \frac{\sigma_{cs_2} - \sigma_{cs_1}}{T_{cs_2} - T_{cs_1}} \cdot T \tag{6}$$

care este de forma:

$$\sigma_{SV} = a_1 + b_1 \cdot T$$

reprezentînd variaţia liniară a tensiunii superficiale a solidului cu temperatura.

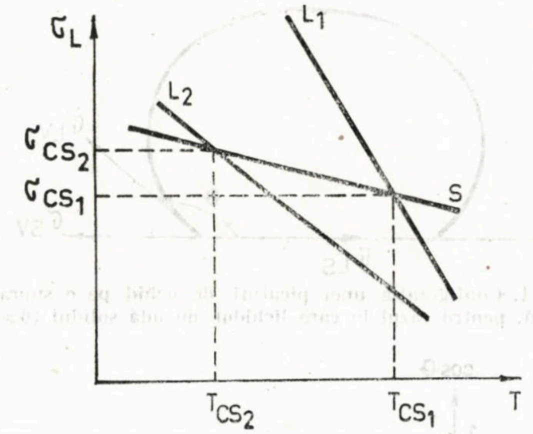


Fig. 3. Variaţia σ_{LV} cu temperatura pentru lichidele L_1 şi L_2 în vederea calculării σ_S

Metoda se poate aplica numai în cazul în care $\sigma_S < \sigma_{LV}$, iar diferenţele între tensiunile lichidelor şi suportului solid sînt suficient de mari, pentru că, în caz contrar, σ_{cs} va reprezenta de fapt tensiunea superficială a solidului saturat cu vapori de lichid.

Procedura experimentală

Pentru pregătirea suporturilor refractare s-au folosit oxid de zirconiu p.a. Merck, nedehafniat şi silicat de zirconiu de proveninenţă Australia, măcinat la fineţe sub 40µm şi apoi spălat chimic cu soluţie 1m de HCl. S-au realizat cinci amestecuri (tab. 1), prin omogenizare 4 h în mojar de carbură de wolfram, după care s-au presat cu 1 500 daN/cm² piese cu dimensiunile 16 × 16 × 4 mm şi s-au ars în cuptor cameră cu gaz 10 h la 1 650°C. După ardere probele au fost şlefuite cu pulbere abrazivă, spălate, uscate şi conservate în exicator.

Tabelul 1

Compoziţiile amestecurilor refractare

Proba / Component, %	LA_1	LA_2	LA_3	LA_4	LA_5
$ZrSiO_4$	85,7	78,6	71,4	64,2	57,0
ZrO_2	14,3	21,4	28,6	35,8	43,0
ZrO_2 total	70,0	72,5	75,0	77,5	80,0

Pentru pregătirea probelor de oţel, ca materii prime s-au folosit fier Armco cu 0,028 % C, mangan electrolitic pur şi siliciu chimic pur. Topirile s-au realizat în cuptor cu inducţie, suprafaţa băii fiind protejată printr-un curent de argon. S-au realizat şarje de 2 kg, ale căror compoziţii sînt prezentate în tabelul 2. După forjare, din fiecare probă au fost strunjite pastile cu Ø 6 ± 0,02 mm şi greutate 1,3–1,5 g, care s-au păstrat în exicator cel mult 24 h înaintea determinării, pentru a se evita oxidarea.

Determinările de tensiuni superficiale şi unghiuri de udare s-au efectuat folosind metoda şi instalaţia descrise în lucrarea [14].

Rezultate experimentale

În vederea determinării tensiunilor superficiale σ_{LV} ale celor două lichide ce urmau să se folosească, conform metodei descrise, la determinarea tensiunilor solidelor experimentate s-a ales ca suport solid alumină sinterizată cu porozitate nulă şi puritate înaintată. Ca lichide s-au ales Cu electrolitic pur şi Fe Armco cu 0,028 %C. Pentru Cu s-a obţinut, ca medie a 5 determinări, o variaţie cu temperatura de forma:

$$\sigma_{Cu} = 1\,483 - 0{,}284 \cdot T \tag{7}$$

foarte apropiată de cea dată de Gans [15] şi Allen [16], în care coeficienţii de temperatură sînt −0,28 şi respectiv −0,31 dyne/cm °C. Pentru

Tabelul 2

Compoziţiile chimice ale aliajelor Fe—Mn şi Fe—Si

Aliaj / Compoziţie, %	M_1	M_2	M_3	M_4	M_5	S_1	S_2	S_3	S_4	S_5
Mangan	0,50	2,42	4,88	8,40	12,5	0,05	0,06	0,13	0,03	0,08
Siliciu	urme	0,06	urme	0,05	0,02	0,40	1,16	2,17	3,08	4,16

a exista o unitate de comparare a rezultatelor experimentale ulterioare s-a lucrat cu un coeficient de temperatură de $-0{,}27$ dyne/cm °C, reprezentînd, după datele lui Rhee [17], media datelor de literatură care dau $\sigma_{Cu} = 1\,085-1\,355$ dyne/cm, la temperatura de topire [18].

Ecuaţia folosită în calcule este de forma:

$$\sigma_{LV}(\mathrm{Cu}) = 1\,462 - 0{,}27\cdot T \qquad (8)$$

care dă valori foarte apropiate de cele obţinute cu (7), abaterile încadrîndu-se în limitele de erori ale metodei.

Pentru determinarea coeficientului de temperatură al Fe Armco pe alumină s-au făcut trei determinări prealabile, pentru care s-au obţinut variaţiile din figura 4, pentru viteze diferite de încălzire şi timpi diferiţi de menţinere la temperatura de măsurare a tensiunii. De asemenea fiecare grup de puncte, reprezentînd o variaţie, s-a obţinut pe aceeaşi picătură la o singură încălzire, creîndu-se posibilitatea interacţiunii cu plăcuţa suport, pentru timpi de contact relativ mari (3/4 — 2 h după topire). Pentru a afecta cît mai puţin σ_{LV}, s-au făcut determinările prin încălzire rapidă pînă la temperatura de măsurare a σ_{LV} şi păstrare la această temperatură 3—10 min pentru atingerea echlibrului. Prin prelucrarea statistică a unui pachet mai mare de date, din care au fost eliminate valorile extreme, s-a trasat curba σ_{Fe} exprimată de ecuaţia:

$$\sigma_{\mathrm{Fe}} = 3656 - 1{,}3\cdot T \qquad (9)$$

valabilă în intervalul de temperaturi 1 560—1 650°C. Împrăştierea statistică a acestor date se datoreşte în acest caz exclusiv erorilor de măsurare a parametrilor geometrici ai picăturii [14].

În continuare pentru calcularea σ_S pentru suporturile refractare experimentate s-au determinat unghiurile de udare ale Fe şi Cu pe fiecare suport. Variaţiile cu temperatura sînt prezentate în figura 5 şi cu ajutorul lor s-a calculat σ_{cs}, după care, din relaţia (5), s-au putut exprima variaţiile σ_S pentru fiecare suport refractar:

$$\sigma_S(LA_1) = 1\,330 - 0{,}23\cdot T \qquad (10)$$

$$\sigma_S(LA_2) = 1\,250 - 0{,}2145\cdot T \qquad (11)$$

$$\sigma_S(LA_4) = 1\,010 - 0{,}179\cdot T \qquad (12)$$

Pentru celelalte două compoziţii LA_3 şi LA^5 s-au făcut interpolări ale datelor de udare şi au rezultat ecuaţiile:

$$\sigma_S(LA_3) = 1\,090 - 0{,}184\cdot T \qquad (13)$$

$$\sigma_S(LA_5) = 906 - 0{,}16\cdot T \qquad (14)$$

Dacă s-ar reprezenta valorile σ_S calculate din ecuaţiile (10—14), funcţie de % ZrO_2 în compoziţiile suporturilor refractare, se poate observa că variaţiile sînt considerabil mai mari decît funcţie de temperatură (fig. 6).

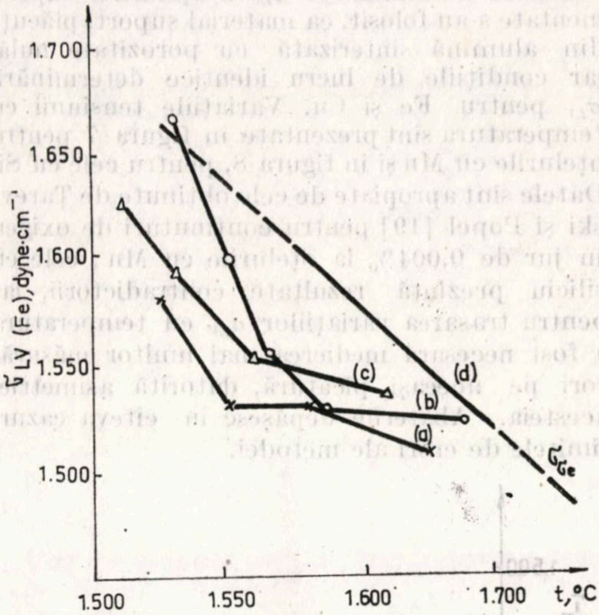


Fig. 4. Variaţia σ_{LV} (Fe) cu temperatura, determinată pe suport de alumină sinterizată:

a, b, c — imagini pe aceeaşi picătură la viteze diferite de încălzire; *d* — imagini pe picături diferite încălzite rapid pînă la temperatura de determinare

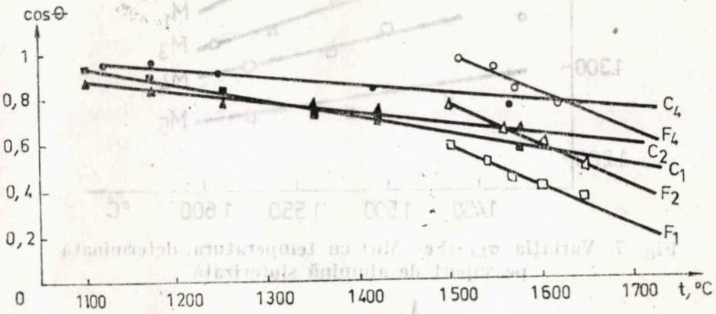


Fig. 5. Variaţia cos θ cu temperatura: F_1, F_2, F_4 — Fe/LA_1 LA_2, LA_4; C_1, C_2, C_4 — Cu/LA_1, LA_2, LA_4

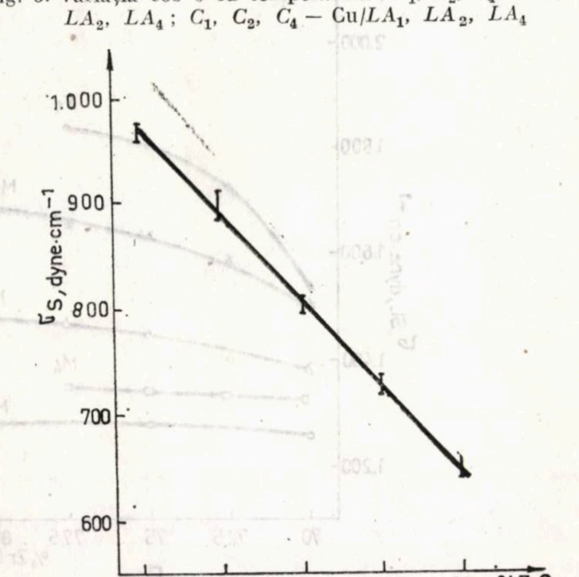


Fig. 6. Variaţia σ_S cu proporţia de ZrO_2 din materialul refractar

Pentru determinarea σ_{LV} a oţelurilor experimentate s-au folosit, ca material suport, plăcuţe din alumină sinterizată cu porozitate nulă, iar condiţiile de lucru identice determinării σ_{LV} pentru Fe şi Cu. Variaţiile tensiunii cu temperatura sînt prezentate în figura 7 pentru oţelurile cu Mn şi în figura 8, pentru cele cu Si. Datele sînt apropiate de cele obţinute de Ţarevski şi Popel [19] pentru conţinuturi de oxigen în jur de 0,004 % la oţelurile cu Mn ; cele cu siliciu prezintă rezultate contradictorii, iar pentru trasarea variaţiilor σ_{LV} cu temperatura a fost necesară medierea mai multor măsurători pe aceeaşi picătură, datorită asimetriei acesteia. Abaterile depăşesc în cîteva cazuri limitele de erori ale metodei.

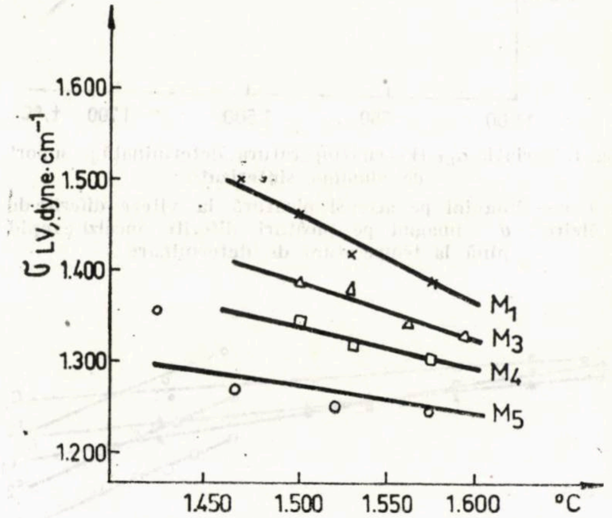


Fig. 7. Variaţia σ_{LV} (Fe—Mn) cu temperatura, determinată pe suport de alumină sinterizată

Calcularea tensiunilor interfaciale σ_{SL} şi lucrului de adeziune W_a

În vederea calculării tensiunilor interfaciale pentru cuplurile solid-lichid experimentale s-au măsurat numai unghiurile de udare şi cu ajutorul relaţiei (6) s-au calculat σ_{SL}. Picăturile de oţel au fost menţinute în contact cu suporturile refractare trei ore la 1 600°C în atmosferă de argon. Rezultatele variaţiei σ_{SL} cu proporţia de ZrO_2 în refractare sînt prezentate în figura 9, *a* pentru cele cu mangan şi în figura 9, *b* pentru cele cu siliciu.

De asemenea, cunoscînd că lucrul de adeziune W_a se exprimă prin relaţia:

$$W_a = \sigma_{LV} + \sigma_{SL} - \sigma_{SV} \qquad (15)$$

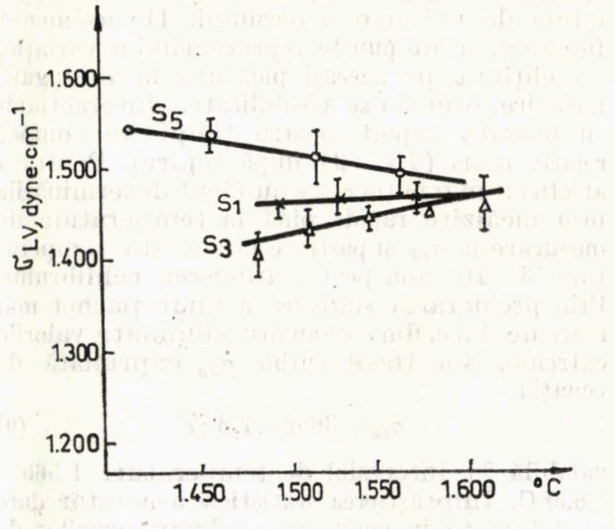
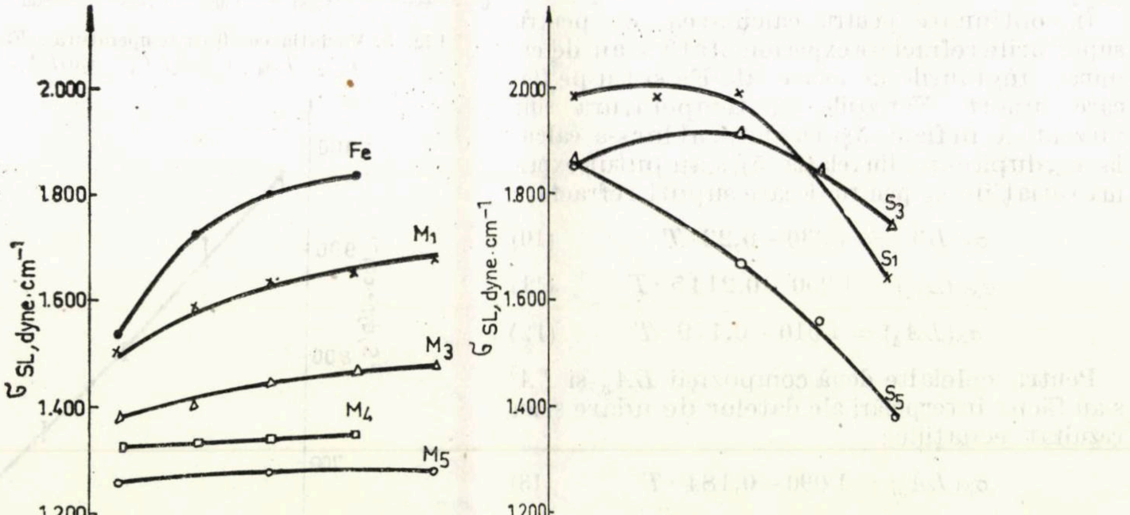


Fig. 8. Variaţia σ_{LV} (Fe—Si) cu temperatura, determinată pe suport de alumină sinterizată



a.

b.

Fig. 9. Variaţia σ_{SL} cu proporţia de ZrO_2 pentru : *a* — aliaje Fe—Mn ; *b* — aliaje Fe—Si

iar σ_{SL} poate fi înlocuit din relația (1), s-a putut calcula W_a după ecuația :

$$W_a = \sigma_{LV}(1 + \cos\ \theta) \qquad (16)$$

Rezultatele sînt reprezentate în figura 10.

Deoarece variațiile cos θ cu proporția de ZrO_2 în cazul oțelurilor cu Si sînt liniare, variațiile σ_{LV} cu proporția de Si atrag după sine o variație curioasă atît a σ_{SL}, cît și a W_a.

Interpretarea rezultatelor

Scăderea σ_{SL} cu creșterea conținutului de Mn (fig. 9, *a*) în oțelurile lichide este evidentă dacă ne gîndim la agresivitatea acestor oțeluri. Se observă totuși că efectul creșterii conținutului de ZrO_2 în refractarele zirconice este evident doar la coținuturi în Mn relativ mici. Se poate presupune că ZrO_2 liber din refractarele experimentate la conținuturi mari de Mn ale oțelului se descompune [20] conform reacției :

$$ZrO_2 \longrightarrow ZrO_{2-x} + x\ [O] \qquad (17)$$

contribuind deci la formarea MnO sau FeO. Dacă se ține seamă de concentrațiile [O] în oțeluri după determinările de udare, prezentate în tabelul 3, rezultă că micșorarea σ_{SL} este pusă pe seama creșterii θ, deci a apariției unui produs de reacție la interfață și nu pe seama micșorării σ_{LV}. Dealtfel se observă că, în cazul determinărilor de udare ale Fe pe suporturile refractare experimentate, concentrația oxigenului în Fe crește cu % ZrO_2 în suporturile refractare. La determinările pe suport de Al_2O_3 s-a observat de asemenea o creștere a concentrației oxigenului în medie pînă la 150 ppm. Pentru oțelurile experimentate valorile concentrației oxigenului sînt comparabile ca mărime, abaterile de la o valoare medie intrînd în limitele de erori ale metodei de determinare. Este evident că, din punct de vedere al compoziției, σ_{LV} rămîne practic constantă și numai evoluția unghiului de udare θ poate determina variația σ_{SL} indicată în figura 9,*a*. Aspectul apare evident și în cazul variației W_a cu proporția de ZrO_2 în suporturile refractare prezentate în figura 10,*a*.

O dovadă în plus a posibilității reacției de formare a [O] prin descompunerea ZrO_2 este variația σ_{SL} pentru oțelurile cu Si. Se observă contrar așteptărilor că σ_{SL} scade cu creșterea %ZrO_2 și nu se poate explica aceasta decît admițînd că topitura conține SiO_2 (a cărui concentrație și probabilitate de formare crește atît cu % Si în oțel, cît și cu %ZrO_2 în produsul refractar) care reacționează intens chiar cu ZrO_2 pentru a forma $ZrSiO_4$, la temperaturi mai mari de 1 400°C [21].

Spre deosebire însă de cazul Mn, cînd se pot forma silicați lichizi la temperatura de turnare, în acest caz $ZrSiO_4$ format este solid, ceea ce înseamnă că în cazul unui proces dinamic oțelurile manganoase cu conținuturi mai mari de 5 % sînt puternic corosive, antrenînd produsul de reacție, diminuînd dimensiunile refractarului, pe cînd cele silicioase depun un produs de reacție refractar, mărind dimensiunile refractarului. Dacă însă oțelurile conțin și alte elemente de aliere pe lîngă Si, atunci procesul la interfață se complică, deoarece sinteza $ZrSiO_4$ nu mai poate avea loc, formîndu-se tot o fază silicatică ; în funcție de elementele de aliere această fază poate fi lichidă la temperatura de turnare și deci corodarea va conduce și în acest caz la micșorarea dimensiunilor inițiale ale piesei refractare.

Variațiile W_a pentru cele două oțeluri întăresc ipoteza făcută. Pentru cele cu Si se observă o variație normală pînă la conținutul de 75% ZrO_2, după care, datorită interacțiunii, o creștere vertiginoasă a W_a, pentru probele S_1 și S_3. În cazul probei S_5, W_a crește de la început, ceea ce dovedește existența atît a reacției de descopunere a ZrO_2, cît și a interacțiunii la interfața refractar-oțel. Analizele microscopice au dovedit depunerea unei faze silicatice, din care este foarte greu de evidențiat $ZrSiO_4$ prin difractometrie X, avînd în vedere că suportul refractar îl conține în compoziție.

Tabelul 3

Concentrația oxigenului în oțelurile experimentate înainte și după măsurătorile de udare

Oțelurile experimentate		Concentrația oxigenului, ppm							
		Fe	M_1	M_3	M_4	M_5	S_1	S_3	S_5
Înainte de udare		20	184	187	96	62	182	152	210
După* udare pe suport refractar	LA_1	32	45	58	18	26	24	34	21
	LA_2	37	43	*ND*	18	35	41	*ND*	48
	LA_3	61	29	49	20	28	25	27	*ND*
	LA_4	105	36	65	16	47	*ND*	33	*ND*
	LA_5	224	40	41	18	86	53	77	24

ND – determinare neefectuată ;

* – valorile reprezintă rezultatul unei singure determinări pe o probă pregătită din picătură solidificată de oțel

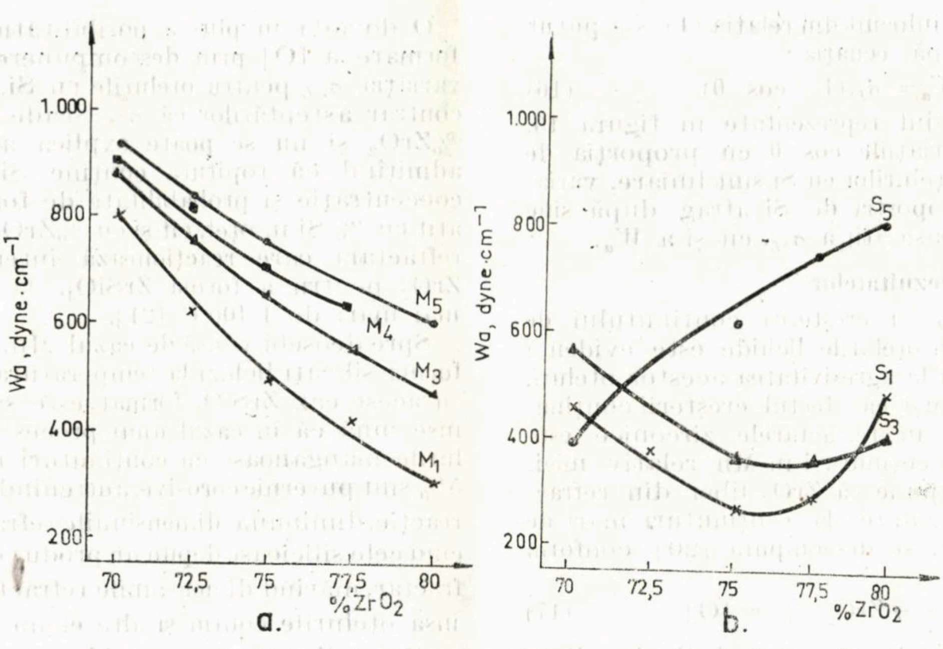


Fig. 10. Variaţia lucrului de adeziune W_a cu proporţia de ZrO_2 pentru : *a* — aliaje Fe—Mn ; *b* — aliaje Fe—Si

Concluzii

Prin măsurători de tensiuni superficiale şi unghiuri de udare se pot deduce tensiunile superficiale ale solidelor refractare şi tensiunile interfaciale lichid-solid.

Tensiunea interfacială şi lucrul de adeziune pentru un cuplu lichid-solid reprezintă măsuri ale interacţiunii.

Refractarele zirconice îmbogăţite în ZrO_2 sînt indicate de utilizat în contact cu oţelurile manganoase, avînd o rezistenţă deosebită la coroziune.

BIBLIOGRAFIE

[1] Partridge. J. J. şi Payne, În : J. Brit. Ceram. Soc., nr. 3, sept., 1967, p. 313—18.

[2] Levandovsky, L. şi Jacqmarcq, M. În : Bull. Soc. Fr. Ceram., 93, nr. 4, 1971, p. 53—83.

[3] Geirnaert, G. În : Bull. Soc. Fr. Ceram., 106, nr. 1—3, 1975, p. 7—23.

[4] Kozakevitch, P. şi Urbain, G. În : J. Iron Steel Inst., nr. 6, 1957, p. 167—73.

[5] Kozakevich, P., Chatel, S,. Urbain, G. şi Sage, M. În : Revue de Métallurgie, 52, nr. 2, 1955, p. 139—71.

[6] Fowkes, F.M. *Unghi de contat. Udabilitate şi adeziune.* Washington, D.C., Ed. de R.F. Gould, 1964.

[7] Butler, J. M. În : Surface Science, nr. 4, 1966, p. 1—17.

[8] Rhee, S.K. În : J. Amer. Ceram. Soc., 54, nr. 7, 1971, p. 332—4.

[9] Rhee, S.K. În : J. Amer. Ceram. Soc., 53, nr. 7. 1970, p. 386—9.

[10] Rhee, S.K. În : J. Amer. Ceram. Soc., 53, nr. 7, 1970, p. 426—9.

[11] Rhee, S.K. În : J. Amer. Ceram. Soc., 53, nr. 12, 1970, p. 639.

[12] Adamson, W.A. *Chimia fizică a suprafeţei.* N.Y., Ed. John Wiley & Sons, 1966.

[13] Harding, F.L. şi Rossington, D.R., În : J. Amer. Ceram. Soc., 53, nr. 2, 1970, p. 87—90.

[14] Dinescu, R., Oprea, G. şi Suciu, I. În : Metalurgia, XXX, nr. 7, 1980, p. 356—361.

[15] Gans, W., Pawlek, F. şi Roepenack, A. În : Z. Metallk., 54, 1963, p. 147—53.

[16] Allen, B.C. şi Kingery, W.D. În : Trans. AIME, 215, nr. 1, 1959, p. 30—6.

[17] Rhee, S.C. În : J. Amer. Ceram. Soc., 55, nr. 3, 1972, p. 157—59.

[18] Rhee, S.C. În : J. Amer. Ceram. Soc., 54, nr. 8, 1971, p. 376—79.

[19] Tarevski, B.V. şi Popel, S.J. În : Izvestiia VUZ, nr. 12, 1960, p. 12—16.

[20] Carniglia, S.C., Brown. S.D., şi Schroeder T.T. În : J. Amer. Ceram. Soc., 54, nr. 1, 1971, p. 13—17.

[21] Ramani, S.V., Mohapatra, S.K., Gokhale, K.V.G.K. şi Subbarao, E.C. În : Trans. Indian Ceram. Soc., XXX, nr. 1, 1971, p. 9—56.

* * *

Dr. ing. C. Ionescu,
fiz. Victoria Păsărică,
fiz. I. Poșircă,
fiz. E. Baroncea și
ing. Stela Alexandrescu
Institutul de cercetări metalurgice — București

Natura și dispersia incluziunilor nemetalice în oțelurile pentru rulmenți, elaborate în cuptoare electrice de 50 t

CZ: 669.14.018.29.3 :669.054

Este cunoscut faptul că durata de viață a unui rulment depinde de puritatea metalului, deoarece unele tipuri de incluziuni (în special cele nemetalice exogene sau oxidice fragile ce conțin Al_2O_3, SiO_2 sau CaO) au rolul unor concentratori de tensiuni. Astfel s-a constatat că prezența unor incluziuni dure și fragile (ca oxizii și carbonitrurile de titan) în zona tensiunilor lui Hertz este deosebit de nocivă. În această zonă, metalul din jurul incluziunilor se ecruisează mai repede decît restul matricei (sub efectul solicitărilor ciclice, la oboseală), fisurile dezvoltîndu-se progresiv pînă ce are loc exfolierea căii de rulare și deci distrugerea rulmentului [1], [2].

Rezultă deci că modul de elaborare a oțelului de care depinde cantitatea dar mai ales natura chimică a incluziunilor are un rol important în obținerea unor rulmenți de calitate bună (fig. 1).

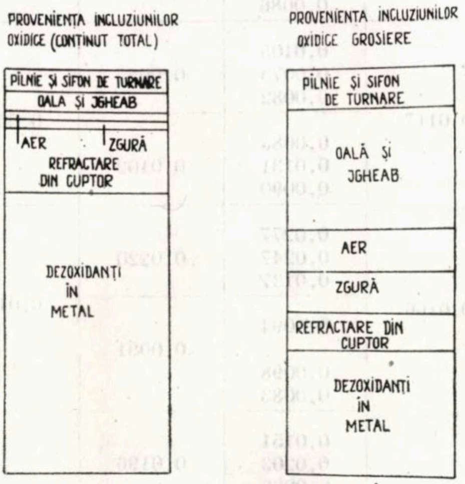

PROVENIENȚA INCLUZIUNILOR OXIDICE (CONȚINUT TOTAL)
PÎLNIE ȘI SIFON DE TURNARE
OALĂ ȘI JGHEAB
AER
ZGURĂ
REFRACTARE DIN CUPTOR
DEZOXIDANȚI ÎN METAL
PROVENIENȚA INCLUZIUNILOR OXIDICE GROSIERE
PÎLNIE ȘI SIFON DE TURNARE
OALĂ ȘI JGHEAB
AER
ZGURĂ
REFRACTARE DIN CUPTOR
DEZOXIDANȚI ÎN METAL
CONȚINUTUL TOTAL DE INCLUZIUNI ESTE DE 100%.

Fig. 1. Schema provenienței incluziunilor oxidice (totale și grosiere) în oțelul pentru rulmenți ȘH-15, determinate prin metode clasice și cu radioizotopi (după Vinograd [5])

Oțelul pentru rulmenți elaborat în cuptoare bazice cu arc conține în principal incluziuni de aluminați și silicoaluminați de calciu, care după R. Tricot [1], [2] au următoarea compoziție chimică:

— Al_2O_3, $Al_2O_3 \cdot MgO$ și $Al_2O_3 \cdot CaO$, în oțelul degazat sub vid (prin procedeul RH), unde incluziunile globulare au diametrul sub 20 μm;

— $Al_2O_3 \cdot CaO(+SiO_2)$, $Al_2O_3 \cdot (MgO+MnO)$ și Al_2O_3, în oțelul fără degazare în vid, unde incluziunile globulare au dimensiuni între 20 și 80—100 μm.

D. Brooksbank și K.W. Andrews [3] dau o scară a nocivității incluziunilor, funcție de coeficientul lor de dilatare și de deformabilitatea lor la cald, după care cele mai puțin nocive sînt cele de sulfură de mangan, iar cele mai periculoase sînt cele constituite din alumină pură sau aluminați. Nocivitatea incluziunilor oxidice poate să dispară complet dacă ele sînt înrobate în sulfuri de mangan, deoarece se constată practic că sulfura impiedică ecruisarea metalului (acest lucru este posibil la oțeluri cu un conținut de sulf între 0,05 și 0,08%) [1], [2].

Șarjele de oțel Rul 1 și Rul 2 cercetate în această lucrare s-au elaborat în cuptoare electrice bazice de 50 t, dezoxidarea făcîndu-se cu aluminiu în cuptor, fără degazare în vid. Compoziția chimică a oțelurilor din șarjele studiate se prezintă în tabelul 1.

Turnarea oțelului s-a făcut în lingotiere de 3,7 t, iar probele s-au prelevat din cîte două lingouri pe șarjă (din capul, mijlocul și piciorul lingoului — notate *C*, *M*, *P*), din bare laminate și apoi forjate la Ø 25—30 mm.

Studiul microscopic s-a efectuat pe probe debitate și pregătite conform STAS 4203—74, iar punctajul incluziunilor nemetalice s-a apreciat după STAS 5949—65 (tab. 4).

În tabelul 2 se dau conținuturile de incluziuni nemetalice obținute prin separarea din oțel cu metoda radiochimică (o variantă modificată a metodei Dickenson), prezentată în lucrările [6]—[10].

În tabelul 3 se prezintă compoziția chimică a acestor incluziuni după calcinarea la 900°C (probe medii pe șarjă).

Identificarea produșilor cristalini aflați în oțel ca incluziuni nemetalice s-a făcut pe reziduurile separate din oțel (înainte de calcinare), prin analiza roentgenostructurală. Diagramele de difracție din figurile 4 (*a*, *b*) s-au obținut cu un difractometru de tip DRON—1, iar identificarea s-a realizat prin compararea distanțelor intercristaline calculate în baza legii Bragg cu cele din fișierul ASTM (sau alte lucrări din literatură [8]—[10]) pentru compuși chimic puri. Operația de identificare s-a considerat

Tabelul 1

Compoziția chimică a oțelurilor din șarjele cercetate

Nr. șarjei	Marca oțelului	Compoziția chimică a oțelurilor, %									Temperatura la începutul turnării, °C	Timp de staționare în oală,min.
		C	Mn	Si	S	P	Cr	Ni	Cu	As		
1	Rul 1	1,01	0,30	0,26	0,018	0,024	1,50	0,07	0,13	—	1 550	8
2		0,98	0,24	0,28	0,008	0,016	1,49	0,07	0,16	—	1 550	7
3	Rul 2	0,99	0,97	0,57	0,020	0,027	1,44	0,07	0,13	0,011	1 550	7
4		0,99	0,93	0,48	0,010	0,018	1,40	0,07	0,12	0,011	1 550	7
5		1,01	1,02	0,50	0,012	0,020	1,48	0,07	0,14	—	1 560	6

Tabelul 2

Conținutul de incluziuni nemetalice al oțelurilor din șarjele cercetate

Marca oțelului (nr. șarjei)	Nr. probei (nr. lingou și poziția probei în lingou)*	Incluziuni nemetalice totale, %					
		Seria I de dizolvări			Seria II de dizolvări		
		Media pe probă	Media pe lingou	Media pe șarjă	Media pe probă	Media pe lingou	Media pe șarjă
Rul 1 (șarja 1)	1−2*C*	0,0127	0,0102	0,0112	0,0180	0,0130	0,0108
	1−2*M*	0,0102			0,0120		
	1−2*P*	0,0078			0,0092		
	1−5*C*	0,0167	0,0121		0,0077	0,0085	
	1−5*M*	0,0101			0,0093		
	1−5*P*	0,0097			0,0086		
Rul 1 (șarja 2)	2−2*C*	0,0125	0,0112	0,0117	0,0105	0,0087	0,0094
	2−2*M*	0,0103			0,0073		
	2−2*P*	0,0107			0,0082		
	2−5*C*	0,0132	0,0123		0,0085	0,0102	
	2−5*M*	0,0110			0,0131		
	2−5*P*	0,0127			0,0090		
Rul 2 (șarja 3)	3−2*C*	0,0281	0,0219	0,0166	0,0277	0,0220	0,0155
	3−2*M*	0,0151			0,0247		
	3−2*P*	0,0227			0,0137		
	3−5*C*	0,0552**	0,0114		0,0094	0,0091	
		0,0086					
	3−5*M*	0,0147			0,0098		
	3−5*P*	0,0111			0,0083		
Rul 2 (șarja 4)	4−2*C*	0,0195	0,0199	0,0157	0,0151	0,0196	0,0147
	4−2*M*	0,0166			0,0203		
	4−2*P*	0,0236			0,0236		
	4−6*C*	0,0097	0,0115		0,0094	0,0099	
	4−6*M*	0,0591**			0,0106		
		0,0139					
	4−6*P*	0,0109			0,0099		
Rul 2 (șarja 5)	5−2*C*	0,0096	0,0084	0,0082	0,0140	0,0156	0,0149
	5−2*M*	0,0078			0,0171		
	5−2*P*	0,0079			0,0158		
	5−5*C*	0,0085	0,0080		0,0131	0,0142	
	5−5*M*	0,0078			0,0143		
	5−5*P*	0,0077			0,0152		

* *C*—cap; *M*—mijloc; *P*—picior

** Valori ce n-au intrat în calculul mediei

Tabelul 3

Compoziţia chimică a incluziunilor nemetalice separate din probele de oţel studiate

Nr. crt.	Marca oţelului	Şarja şi seria de dizolvări din care s-au analizat incluziunile *	Compoziţia chimică a incluziunilor nemetalice, %								
			SiO_2	Al_2O_3	Fe total dat ca Fe_2O_3	MnO	CaO	MgO	Cr_2O_3	TiO_2**	Total
1	Rul 1	1–(*I*)	26,60	38,91	3,55	0,40	0,81	28,50	0,720	0,403	99,89
2		1–(*II*)	37,60	33,90	4,31	0,63	0,89	19,50	1,600	2,000	100,43
3		2–(*I*+*II*)	15,67	58,66	5,56	0,91	0,18	18,00	0,550	*S*	100,53
4		2–(*III*)	25,70	53,00	2,24	0,87	1,15	17,00	0,580	0,343	100,88
5	Rul 2	3–(*III*)	35,08	25,71	11,10	1,00	0,35	18,84	0,100	–*S*–	92,18
6		4–(*III*)	26,30	26,61	12,90	1,87	0,55	23,72	0,098	–*S*–	92,04
7		5–(*I*+*II*)	16,20	43,66	9,22	0,54	0,45	29,90	0,290	–*S*–	100,26

* Seriile de dizolvări din aceeaşi probă sînt notate *I*, *II*, *III* de la margine către axul probei de oţel studiate

** *S* – prezent slab

certă dacă în limitele erorilor experimentale s-au găsit cel puţin primele trei linii de cea mai mare intensitate pentru fiecare produs. În cazul suprapunerii mai multor linii s-a procedat la selectarea lor, folosind rezultatele altor analize (microscop optic, microsondă, analiză chimică a reziduului calcinat) şi, în primul rînd, ţinînd seamă de condiţiile de elaborare, turnare şi solidificare a oţelurilor studiate (mai ales de sistemele în care se face dezoxidarea şi deci de diagramele de echilibru specifice acestoia).

A. Oţelul Rul 1

Din fiecare probă de oţel Rul 1 s-au dizolvat în 2–3 serii cîte 100–180 g oţel, în vederea separării incluziunilor nemetalice. Rezultatele prezentate în tabelul 2 arată că :

— conţinutul mediu de incluziuni este de circa 0,011 % ;

— pentru acelaşi lingou conţinutul de incluziuni creşte spre capul şi mijlocul acestuia, uneori diferenţa între cap şi picior fiind de 1,5 : 1 şi chiar 2 : 1.

Analiza spectrală a reziduurilor calcinate şi strînse din toate probele aceleiaşi serii de dizolvări (*I*, *II* sau *III*) indică prezenţa în cantităţi mari a Al_2O_3 (circa 50 %), SiO_2 (circa 25–30 %), MgO (circa 20 %), precum şi oxizi de fier (circa 4 %) şi slab MnO şi Cr_2O_3 (tab. 3).

La analiza microscopică a probelor de oţel „in situ" s-au remarcat frecvent incluziuni globulare de tipul :

— silicoaluminaţi de Ca şi Fe, combinaţi cu sulfură de Ca şi Fe (fig. 2) ;

— oxizi de Ca, Al şi puţin Mg, în amestec cu sulfură de Ca şi Fe (fig. 3).

De asemenea se întîlnesc incluziuni de sulfură de Mn şi foarte des nitruri de titan.

Analiza roentgenostructurală a inclziunilor nemetalice separate din oţel confirmă rezultatele obţinute prin analiza spectrală pe reziduul calcinat. Astfel din diagrama de difracţie a razelor X pe reziduul obţinut din mai multe probe din şarja 2 (fig. 4, *a*) reiese că majoritatea incluziunilor din oţelul Rul 1 sînt de tipul *spinel* $MgO \cdot Al_2O_3$ (peste 60 %).

Compoziţia chimică a incluziunilor (tab. 3) variază de la marginea probei (dizolvarea *I*) către centrul ei (dizolvarea *II* sau *III*) şi anume creşte conţinutul de SiO_2 şi scade cel de Al_2O_3 şi MgO. Aceasta înseamnă că conţinutul de $MgO \cdot Al_2O_3$ scade de la margine către centrul probei, iar în centru devin preponderente incluziunile de silicaţi, silicoaluminaţi sau $MgO \cdot SiO_2$. Liniile de intensitate medie pe difractogramă corespund următorilor compuşi cristalini :

— α— Al_2O_3 (corindon) ; celelalte stări alotropice ale oxidului de Al fiind mult mai slabe ;

— α— SiO_2 (cuarţ) ;

— MgO (periclaz) ;

— (α, β) $MgO . SiO_2$ (enstatit) ;

— 2 $MgO \cdot SiO_2$ (forsterit) ;

— (α, β, γ) 2 $CaO \cdot SiO_2$ (bredigit etc.) ;

— 3 $CaO \cdot SiO_2$ (alit).

În cantităţi slabe se găsesc produşi ca : mulit, cianit, wollastonit.

Diagramele de raze X nu pun în evidenţă prezenţa oxizilor simpli de tipul FeO, MnO, CaO sau Cr_2O_3 (numai TiO_2 există în cantităţi foarte mici). Aceştia apar numai sub forma unor compuşi oxidici complecşi (în cantităţi foarte slabe, dar existenţi în mod cert— fig. 4,*a*).

Se menţionează că într-o serie de lucrări din literatura de specialitate s-au identificat în oţelul pentru rulmenţi compuşi cristalini de aceleaşi tipuri. Cităm în acest sens lucrări recente ale unor cercetători sovietici, în care se semnalează prezenţa unor silicaţi complecşi pe bază de Ca (cu oxizi de Fe şi Mn), aluminaţi de Ca, diverşi oxizi înveliţi în sulfuri, precum şi carbonitruri de Ti, α – Al_2O_3, CaO, SiO_2 – cuarţ şi în principal spinel magnezian [11]–[14]. De asemenea, R. Tricot şi alţi cercetători indică existenţa în oţelul pentru rulmenţi a incluziunilor de tipul Al_2O_3, CaO, aluminaţi de Ca şi MnS [1], [4].

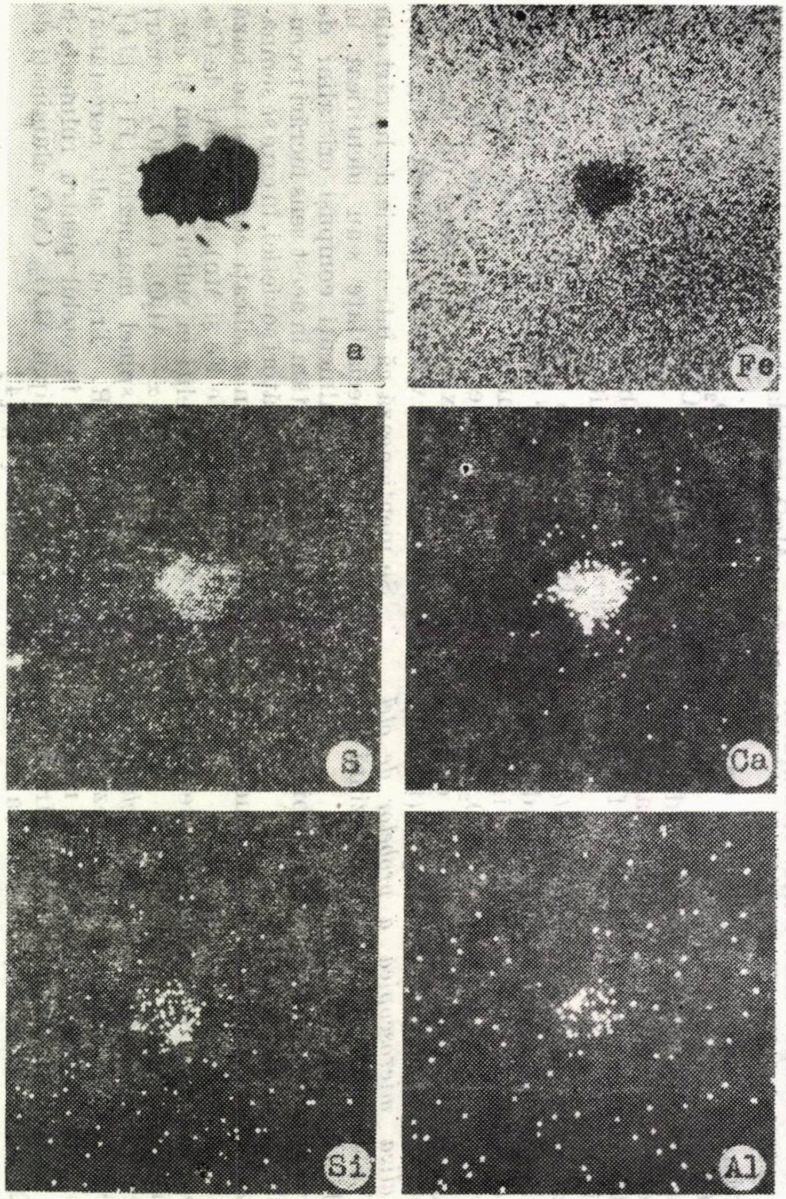


Fig. 2. Incluziune globulară de silicoaluminat de Ca şi Fe, în amestec cu sulfură de Ca şi Fe, în oţelul Rul 1 (şarja 2, proba 5*M*): *a* — imagine de compoziţie ; Fe, S, Ca, Si, Al — repartiţia elementelor respective (liniile K_α) (×600 ; în original mărire de 900×)

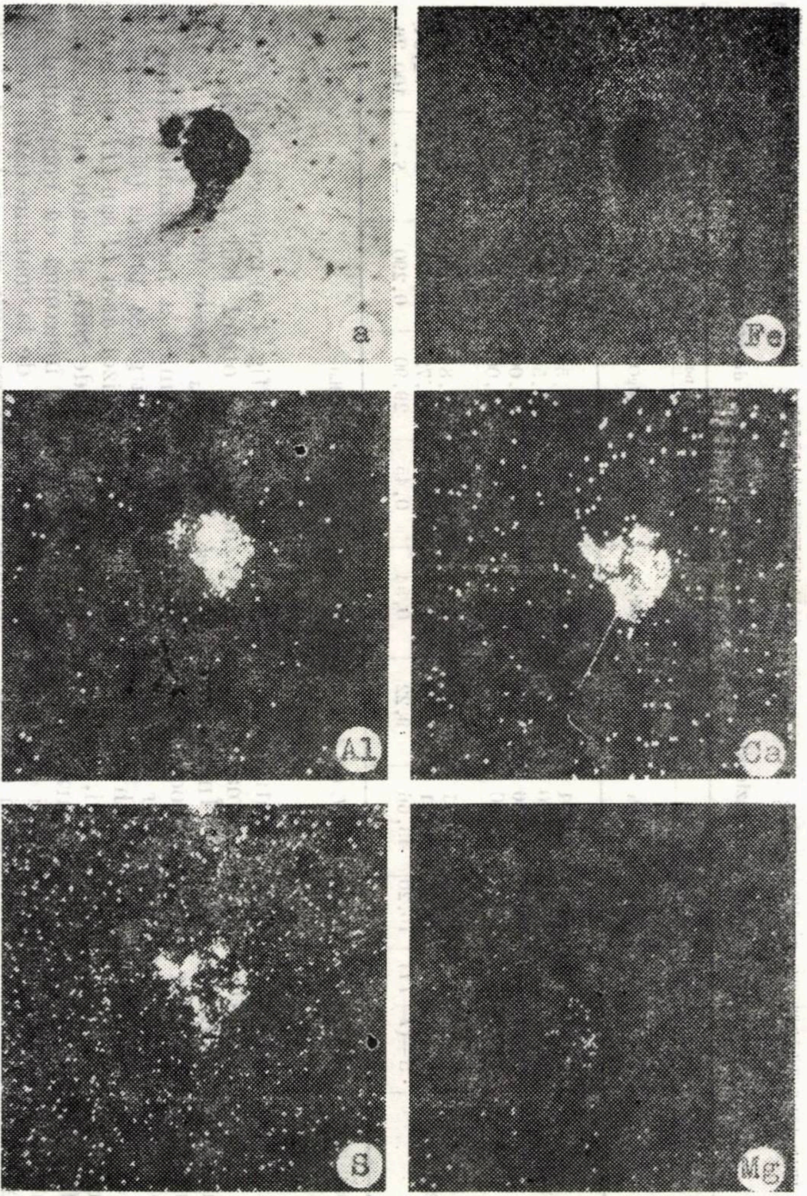


Fig. 3. Incluziune globulară de sulfură de Ca şi Fe, în amestec cu oxizi de Ca şi Al şi cu puţini oxizi de Mg, în oţelul Rul 1 (şarja 2, proba 2*C*): *a* — imagine de compoziţie ; Fe, Al, Ca, S, Mg — repartiţiile elementelor respective (liniile K_α) (×600 ; în original mărire de 900×)

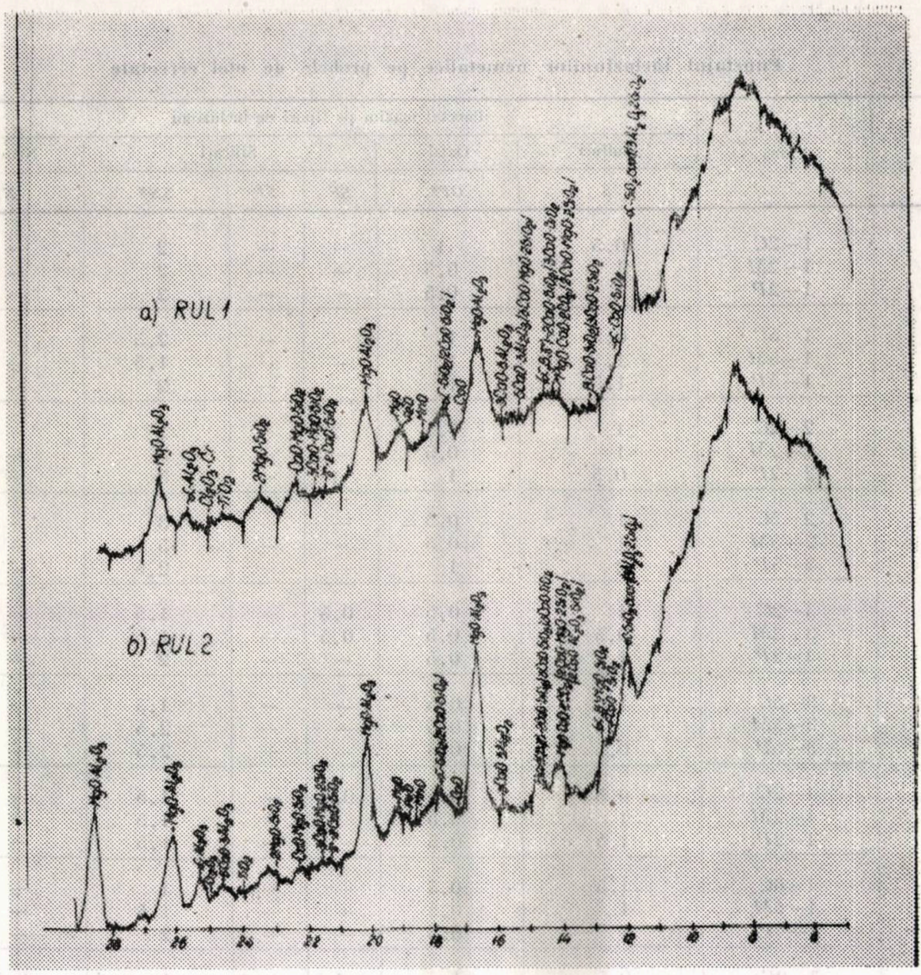


Fig. 4. Difractogramele reziduurilor cu incluziuni nemetalice separate prin metoda radiochimică ICEM din: *a* — oțelul Rul 1 (șarja 2); *b* — oțelul Rul 2 (șarja 5)

Evaluarea cantitativă a fiecărui produs cristalin este deosebit de dificilă, întrucît cantitățile sînt extrem de mici, iar liniile de intensitate mare ale diferiților compuși se suprapun. Acest lucru ar fi probabil mai ușor de evaluat dacă s-ar realiza o serie de difractograme — etalon, pe oxizi simpli sau compuși (sau amestecuri ale acestora în diferite proporții), dar avînd o puritate foarte mare (de preferat produși sintetici puri).

B. Oțelul Rul 2

La separarea chimică a incluziunilor nemetalice din probele de oțel Rul 2 s-au obținut rezultate cu un grad mare de dispersie de la o probă la alta și chiar pentru aceeași probă (de la margine către centrul ei). S-a semnalat prezența a numeroase macroincluziuni (sau aglomerări de oxizi), mai ales în probele din capul și mijlocul lingoului (de ex. valorile din tabelul 2 pentru probele 3—5*C* și 4—6*M*, ce n-au intrat în calculul mediei pe lingou).

Media pe șarjă a conținutului de incluziuni nemetalice în oțelul Rul 2 este de circa 0,015—0,017% pentru șarjele 3 și 4 (deci mai impur decît oțelul Rul 1), dar media pe lingou în cadrul aceleiași șarje variază de la simplu la dublu. Se menționează că la șarjele 3 și 4 s-a observat o mai mare variație a conținutului de incluziuni de la margine spre axul probei (pe o zonă de circa 2—3 mm în jurul axului), aglomerările de oxizi — de tipul zgurei — găsindu-se în această zonă cu prioritate în probele de la capul și mijlocul lingoului. Dealtfel în zona axială a probelor de oțel de la mijlocul și capul lingourilor din aceste două șarje, la dizolvare s-au observat: fisuri, crăpături, retasuri cu aglomerări oxidice mari.

Probele de oțel Rul 2 din șarja 5 au prezentat un conținut mai mic și, în general, o repartiție mai uniformă a incluziunilor, decît în șarjele 3 și 4. Totuși și aici s-a obținut un conținut de incluziuni de două ori mai mic la marginea probelor (dizolvarea *I*) față de centrul lor (dizolvarea *II*).

Analiza microscopică a probelor de oțel „in situ” a evidențiat incluziuni de sulfuri, oxizi și silicați, de tipul indicat în figura 5, *a*, *b*. În

Tabelul 4

Punctajul incluziunilor nemetalice pe probele de oțel cercetate

Marca oțelului și nr. șarjei	Proba	Punctaj maxim pe tipuri de incluziuni						Punctaj max. pe același cîmp
		Sulfuri	Oxizi	Silicați			Nitruri	
		S	*OP**	*SF*	*SP*	*SN**	*N*	
Rul 1 (șarja 1)	1–2*C*	0,5	1	—	—	2	—	3,5
	1–2*M*	1	0,5	—	—	2	—	3,5
	1–2*P*	1	0,5	—	—	2	—	3,5
	1–5*C*	0,5	1	—	—	2,5	—	4
	1–5*M*	1,5	1	—	—	1,5	—	4
	1–5*P*	1,5	1	—	—	2	—	4,5
Rul 1 (șarja 2)	2–2*C*	1	0,5	2	—	1	—	4,5
	2–2*M*	1	0,5	—	—	3	—	4,5
	2–2*P*	0,5	1	1	—	3	—	>5
	2–5*C*	1	0,5	—	—	3	—	4,5
	2–5*M*	1	0,5	—	—	5	—	>5
	2–5*P*	2	1	—	—	2,5	—	>5
Rul 2 (șarja 3)	3–2*C*	1	0,5	0,5	—	1,5	—	3
	3–2*M*	0,5	0,5	0,5	—	1,5	—	3
	3–2*P*	1	0,5	—	—	2	—	3,5
	3–5*C*	1	0,5	—	—	1,5	—	3
	3–5*M*	0,5	0,5	—	—	2,5	—	3,5
	3–5*P*	0,5	0,5	—	—	2,5	—	3,5
Rul 2 (șarja 4)	4–2*C*	0,5	0,5	0,5	—	1,5	—	3
	4–2*M*	1	0,5	—	—	1,5	—	3,5
	4–2*P*	1,5	0,5	—	—	1,5	—	3,5
	4–6*C*	1,5	0,5	—	—	1	—	3
	4–6*M*	1	0,5	—	—	1,5	—	3
	4–6*P*	1	0,5	—	—	2	—	3,5
Rul 2 (șarja 5)	5–2*C*	0,5	1	1	—	1	0,5	4,5
	5–2*M*	1	1	1	—	1	0,5	4,5
	5–2*P*	2	1	—	—	1	0,5	>5
	5–5*C*	1,5	1	—	—	1,5	0,5	4,5
	5–5*M*	1,5	1	—	—	2	0,5	5
	5–5*P*	1,5	1	—	—	2	1	>5

* Nu se poate face o delimitare exactă între oxizii punctiformi și silicații nedeformați. După aspect la microscopul optic se poate face încadrarea la *OP* sau *SN*, iar la microsonda electronică sînt prezenți numai oxizi care pot fi complecși sau simpli

șarja 5 s-au observat numeroase incluziuni poligonale de carbonitruri de titan (fig. 7, *b*). Studiul efectuat cu microsonda electronică a arătat că :

— incluziunile alungite sînt formate din sulfuri de Mn și Ca, cu germeni de oxizi de Mg și Al (fig. 6) ;

— există multe incluziuni de oxizi de fier, neasociați cu alți oxizi (fig. 7).

Compoziția chimică a incluziunilor separate din oțelul Rul 2 determinată spectral (tab. 3) este apropiată de a oțelului Rul 1 și anume : crește ușor conținutul de MnO și MgO, scade conținutul de Al_2O_3, CaO și Cr_2O_3 dar crește conținutul de fier pînă la 11—13%. Excepție face șarja 5, la care conținutul de Al_2O_3 și MgO crește mult, scăzînd SiO_2.

Analiza roentgenostructurală, efectuată pe incluziunile nemetalice separate din toate probele șarjei 5 (proba medie), a arătat că, spre deosebire de oțelul Rul 1, în oțelul Rul 2 :

— crește cantitatea de spinel $MgO \cdot Al_2O_3$ (care constituie majoritatea), în timp ce cantitate de $\alpha - Al_2O_3$ și MgO (ca oxizi liberi) rămîne constantă ;

— scade ușor cantitatea de $\alpha - SiO_2$, dar crește conținutul de forsterit ($2MgO \cdot SiO_2$), mulit ($3Al_2O_3 \cdot 2SiO_2$) și $MgO \cdot Fe_2O_3$;

— din cauza suprapunerii liniilor de difracție a mai multor compuși nu se poate spune în ce măsură crește cantitatea de produși, avînd în componența lor fierul (așa cum rezultă din analiza spectrală a incluziunilor calcinate sau din analiza metalografică — fig. 7). Totuși compuși de tipul $CaO \cdot Fe_2O_3$, $(Mn, Fe)_2O_3$, $CaO \cdot FeO \cdot 2SiO_2$ sau $3FeO \cdot Al_2O_3 \cdot 3SiO_2$ există și în acest oțel. Ei sînt prezenți în roentgenograme cu toate cele trei linii principale de

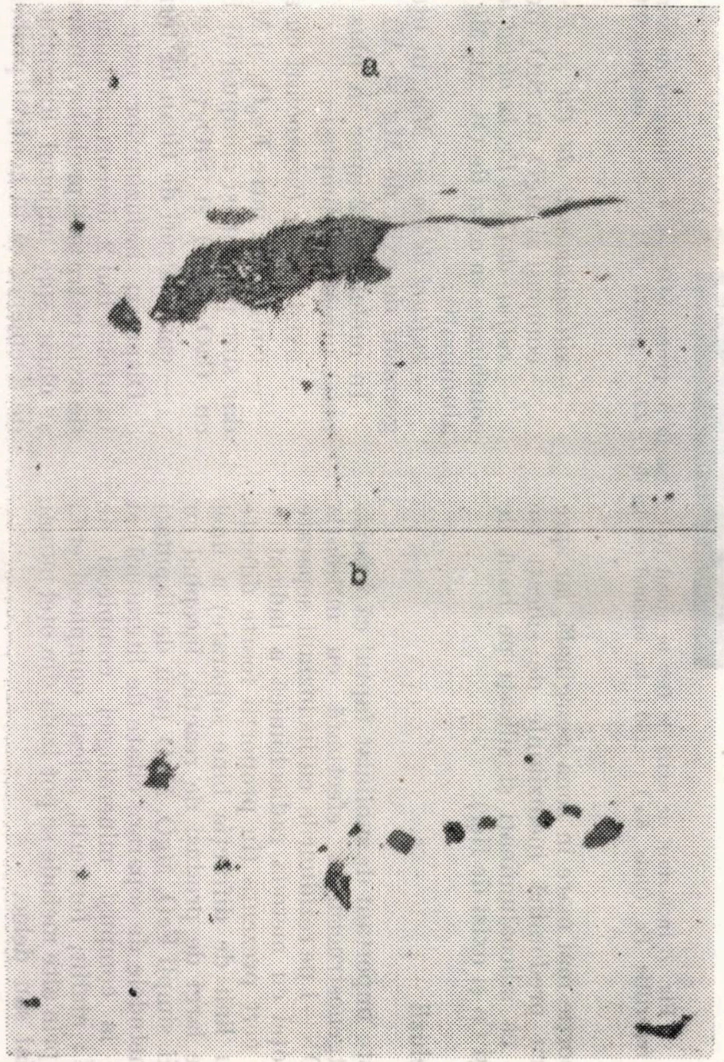


Fig. 5. Incluziuni nemetalice în oțelul Rul 2 (șarja 5) : *a* — proba 2*P* ; *b* — proba 5*M* (neatacat × 500)

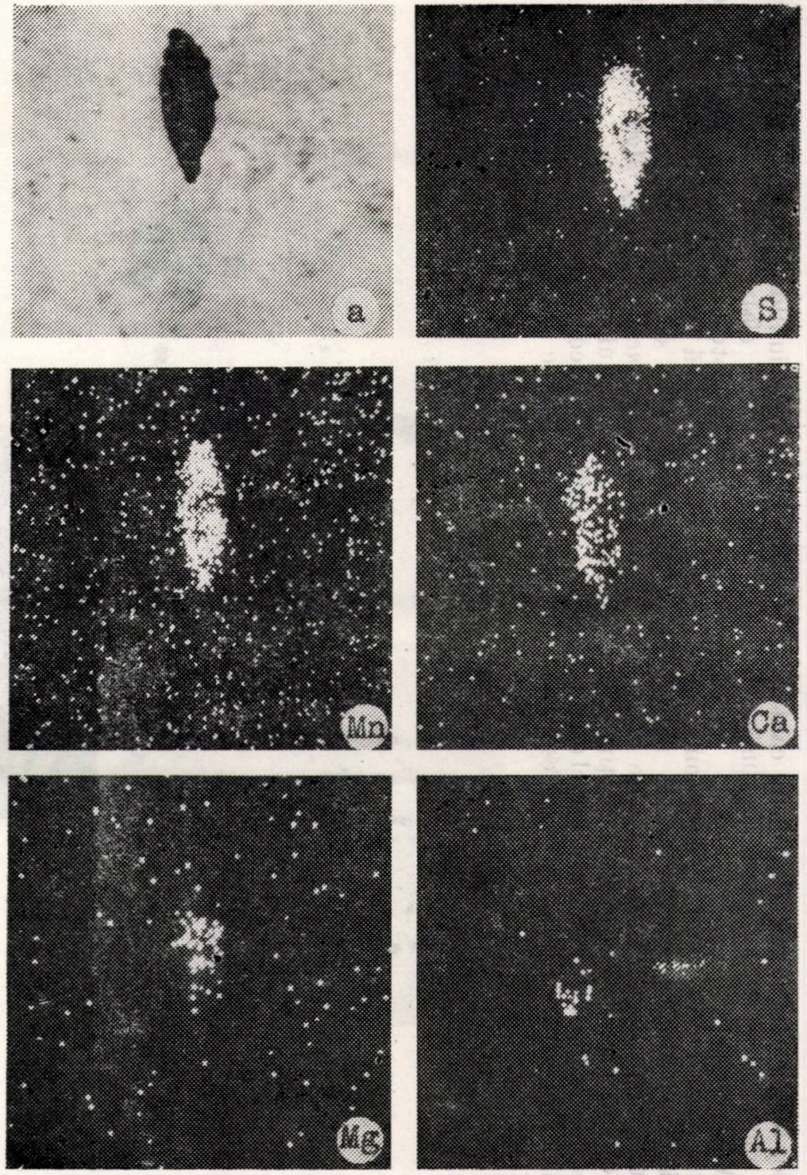


Fig. 6. Incluziune de sulfură de Mn și Ca cu germeni de oxizi de Mg și Al, în oțelul Rul 2 (șarja 5, proba 5*M*) : *a* — imagine de compoziție ; S, Mn, Ca, Mg, Al — repartițiile elementelor respective (liniile K_α) (× 900 ; în original mărire de 1 200 ×)

difracţie, deci există în mod cert — în cantităţi foarte mici — dar se suprapun produşilor cu baza Al_2O_3, MgO şi CaO.

Ca şi la oţelul Rul 1, se observă că compoziţia chimică a incluziunilor variază de la margine către centrul probei (dizolvarea *I* spre *III*), în sensul că spre axul probei creşte conţinutul de SiO_2 (şi chiar de oxizi de fier) şi scade cel de Al_2O_3 şi MgO. Compuşii cu baza Al_2O_3 se găsesc într-o proporţie mai mare în zona marginală, iar spre centru predomină incluziunile de silicaţi (se pare că silicoaluminaţi şi silicaţi pe bază de Mn şi Ca şi oxizi de fier).

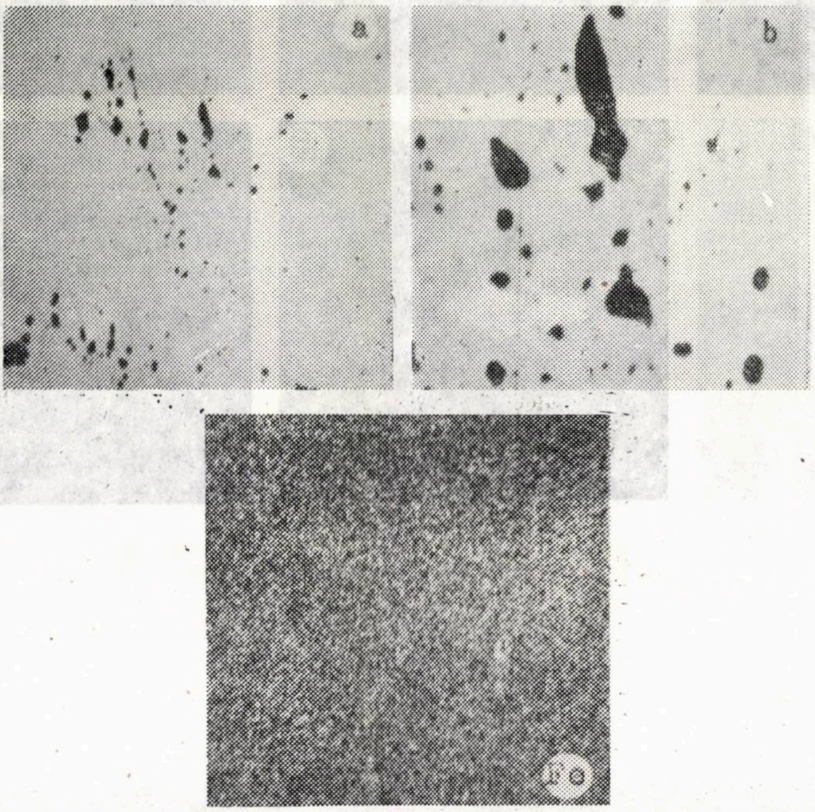


Fig. 7. Incluziuni de oxizi de fier în oţelul Rul 2 (şarja 5, proba 5*M*) : *a*, *b* — imagini de compoziţie ; **Fe — repartiţia Fe** (linia $K\alpha$) (×160 ; în original măriri de ×225 — pentru *a* şi × 600 ; originl × 900 — pentru *b*, Fe)

Concluzii

Este important de subliniat faptul că analiza roentgenostructurală efectuată cu instalaţia DRON—1 pe reziduurile cu incluziuni separate din oţel cu metoda radiochimică a indicat în mod cert prezenţa (în proporţii foarte diferite şi cu linii de difracţie bine separate) a unei game largi de produşi de reacţie, începînd cu oxizii simpli FeO, MgO, MnO (atît de disputaţi de metodele de separare citate de literatură) şi pînă la compuşi mineralogici complecşi de tipul : mullit, forsterit, silicaţi complecşi etc., care prin alte metode se pot izola din oţel numai parţial sau deloc.

Studiul incluziunilor nemetalice din oţelul pentru rulmenţi, elaborat în cuptoare bazice de 50 t, dezoxidate cu aluminiu, fără degazare în vid, a arătat că principalele tipuri de incluziuni nemetalice sînt :

— *spineli magnezieni* $Al_2O_3 \cdot MgO$ (cantitativ mai mult în oţelul Rul 2) ;

— oxizi de Al (corindon) şi MgO (periclaz) (un conţinut mai mic în oţelul Rul 2) ;

— *silicoaluminaţi de Ca şi Fe* ;

— compuşi ai MgO cu SiO_2 (forsterit) ;

— *sulfuri de Ca şi Fe, în oţelul Rul 1* (de obicei combinate cu oxizi de Ca, Al, Mg sau cu silicoaluminaţi) ;

— *sufluri de Ca şi Mn*, în oţelul Rul 2 (cu germeni de oxizi de Mg şi Al).

În oţelul Rul 2 apar în plus şi în cantităţi mari următorii compuşi :

— oxizi de fier (neasociaţi cu alţi oxizi) ;

— combinaţii între Fe_2O_3 şi MgO (în special), dar sînt prezenţi şi compuşi ai FeO sau Fe_2O_3 cu CaO, MnO şi SiO_2 ;

— carbonitruri de titan de formă poligonală.

Dispersia incluziunilor este mare, mai ales în oţelul Rul 2, deseori întîlnindu-se aglomerări de oxizi către axul probelor, în zonele de la capul şi chiar spre mijlocul lingoului. S-a observat de asemenea că în centrul probelor (către axul lingoului) preponderente sînt combinațiile ce conțin SiO_2 (silicați, silicoaluminați, silicați compuși cu baza Ca sau Al combinați cu oxizi de Mn, Fe și Mg), în timp ce în zona marginală a probelor predomină Al_2O_3 (α—corindon), periclaz (MgO) și spinelul magnezian.

Pe baza rezultatelor obținute, cercetările din etapa următoare s-au îndreptat în principal spre depistarea surselor de impurificare a oțelului pentru rulmenți cu incluziuni nemetalice avînd baza Al_2O_3. Sînt în curs cercetări privind dezoxidarea oțelului Rul 1 cu aluminiu marcat cu radioizotopul zirconiu-95, adăugat în cuptor sau în oala de turnare. În paralel cu tehnologia actuală (de dezoxidare cu aluminiu în oală, fără degazarea oțelului în vid) se experimentează și tehnologia după care dezoxidarea se face în vid, adăugînd aluminiul granulat prin ecluză.

BIBLIOGRAFIE

[1] Tricot, R. În : Revue de Métallurgie, 1971, nr. 10, p. 655—662.

[2] Tricot, R. *Seria conferințelor tehnice asupra recentelor progrese în folosirea oțelurilor speciale.* Mission de la siderurgie fine française en Roumanie—București, 10—11 aprilie, 1975, p. 271—292.

[3] Brooksbank, D. și Andrews, K.W. În: J. Iron and Steel Inst., 1968, vol. 206, nr. 6, p. 595.

[4] Vincent, L și colab. În : Mém. sci. Rev. Métallurgie, 1976, nr. 5, p. 303—310.

[5] Vinograd. M.I. *Incluziuni în oțel și proprietățile sale.* Moscova, 1963, cap. 12 și 13.

[6] Păsărică, V. și Alexandrescu, S. În : Metalurgia, nr. 8, 1976, p. 465—479.

[7] Păsărică, V. *Cercetări Metalurgice* (ICEM), București, 1976, vol. 17, 561—583.

[8] Păsărică, V. *Posibilități și moduri de utilizare a radioizotopilor în cercetarea naturii și provenienței incluziunilor nemetalice în oțelurile carbon, slab și mediu aliate. Cercetări Metalurgice* (ICEM) București, 1979, vol. 20 (în curs de apariție).

[9] Păsărică, V. *Aspecte privind cercetarea naturii și dispersia incluziunilor nemetalice în oțeluri.* În : Construcția de Mașini, 1979 (în curs de publicare).

[10] Păsărică, V. și colab. *Metode calitative și cantitative de cercetare a incluziunilor nemetalice în oțelurile pentru rulmenți și construcții. Cercetări Metalurgice* (ICEM), București 1979, vol. 20 (în curs de apariție).

[11] Bașnin, Ia. A și colab. În : Iz. VUZ. Ciornaia metallurghiia, 1975, nr. 9, p. 142—145.

[12] Kablukovskii, A.F. și colab. În : Stali, nr. 11, 1973, p. 1002—1008.

[13] Danilov, P.M. și Krammarov, A.D. *Bazele fizico-chimice ale elaborării oțelurilor.* Moscova, 1964, p. 35—41.

[14] Eltov, K.S. și colab. În: Stali, 1973, nr. 8, p. 702—703.

* * *

DOCUMENTARE

Producția mondială de fontă brută, în anul 1979

Țara	Producția anuală, mii t	Producția pe cap de locuitor, kg
Europa		
R.F.G.	35 167	574
Belgia	10 858	1102
Franța	19 405	351
Italia	11 386	200
Luxemburg	3 801	10798
Olanda	4 813	343
Marea Britanie	13 097	236
Comunitatea Europeană	98 527	376
Finlanda	2 025	424
Grecia	600	65
Norvegia	650	160
Austria	3 710	495
Portugalia	360	37
Suedia	2 750	331
Elveția	35	6
Spania	6 400	169
Turcia	1 000	22
Țări O.E.C.D.	116 057	293
R.D.G.	2 500	149
Bulgaria	1 550	176
Iugoslavia	2 050	92
Polonia	11 110	302
România	8 250	376
Cehoslovacia	10 050	660
Ungaria	2 350	219
Total[1]	153 917	290
U.R.S.S.	109 000	411
Asia		
R.P. Chineză	36 530	41
India	8 700	13
Japonia	83 480	720
R.P.D. Coreeană	3 200	182
Correea de Sud	5 050	134
Tailanda	15	0
Iran	200	6
Altele	380	22
Asia total	137 555	58
America		
Argentina	1 950	73
Brazilia	10 550	89
Chile	600	54
Canada	11 100	471
Columbia	275	10
Mexic	5 200	75
Peru	300	17
Venezuela	800	59
S.U.A.	79 800	358
America total	110 575	184
Africa		
Algeria	400	21
Egipt	600	15
Rep. Africa de Sud	7 000	249
Rhodesia	300	45
Tunisia	150	24
Africa	8 450	18
Australia și Oceania	6 800	473
Total mondial	526 300	124

---

[1] fără U.R.S.S.

(În : *Stahl und Eisen, R.F.G.*, nr. *8. 1980*, p. *460—461*)

Studiul călibilității oțelului marca OLC45AT elaborat în cuptoare electrice

Dr. ing. C. Catrinoiu
Combinatul siderurgic – Hunedoara

CZ : 539.54 :669.141.247

Datorită marii afinități a borului pentru azot și oxigen, a aptitudinii sale de a intra în substituție cu carbonul în carburi, se admite că o mare parte din borul total prezent în oțelul OLC45 AT se găsește combinat sub formă de diverși oxizi, nitruri și carburi de bor. Marea varietate a combinațiilor posibile și dificultățile de dozare inerente la cantitățile mici existente explică dealtfel de ce mecanismele de acțiune ale borului n-au fost complet elucidate pînă în prezent. Prin atacul chimic selectiv, borul prezent în oțeluri se poate separa în două forme și anume :

— borul solubil în acizi ;

— borul insolubil.

Fracția ,,bor solubil'' cuprinde : borul dizolvat în soluția solidă Fe-C, respectiv în ferită pentru marca OLC45AT, carburile de bor $M_{23}(BC)_6$ și $M_3(BC)$, oxizii de bor. Fracția ,,bor insolubil'' este compusă în special din nitrura de bor (BN).

În etapa actuală este stabilit că există o relație directă între efectul de călire al borului și cantitatea de bor prezentă sub formă de ,,bor solubil''. Această relație trece printr-un maxim în domeniul 0,0015–0,0022 % B solubil, care conduce la creșterea maximă a călibilității în raport cu un oțel de compoziție identică, dar fără bor [1], [4].

Călibilitatea este determinată cel puțin în parte de punerea în soluție la fiecare austenitizare și de precipitare în timpul răcirilor a carburilor de bor de tipul $M_{23}(BC)_6$, precipitate foarte fine care se formează în timpul unei căliri foarte energice la limitele grăunților de austenită [2], [3], [5]. Datorită structurii acestor carburi cu fețe centrate și cu parametrul dimensional al rețelei destul de apropiat de cel al austenitei, ele sînt în relație de orientare și coerență cu austenita din unul din cei doi grăunți. În acest fel, energia interfacială este diminuată local și este de așteptat ca germinarea feritei să fie inhibată dinspre limitele grăunților. Cînd precipitatele sînt mari, coerența cu matricea austenitică dispare, în acest fel dispărînd și puterea inhibitoare la germinare a feritei. Astfel se explică pierderea de călibilitate observată în prezența excesului de carbon și a excesului de bor după cîteva tratamente termice. Această structură nefavorabilă călibilității se poate ameliora printr-o austenitizare la 1 100°C, urmată de o călire rapidă, în acest fel formîndu-se o rețea intensă de carburi de tipul $M_{23}(BC)_6$ la limita grăunților austenitici.

Prezența unei cantități de ,,bor insolubil'' în jur de 0,001–0,0015 % conduce la creșterea tenacității oțelurilor microaliate cu bor, aceasta fiind explicația că la oțelul electric tenacitatea mărcii OLC45AT este mai bună decît în cazul elaborării acestui oțel în cuptoare Martin [1], [4], [5].

Raportul ,,bor solubil''/,,bor insolubil'' este determinat de conținutul de azot liber al oțelului și, ca urmare, de conținutul în elemente capabile de a da nitruri ca titanul și aluminiul.

Din considerentele arătate anterior rezultă că acționînd asupra conținuturilor respective de ,,bor solubil'' și ,,bor insolubil'' al oțelurilor este posibil să se favorizeze fie efectul de călibilitate, fie efectul de tenacitate. Oțelul marca OLC45AT trebuie să facă parte din familia oțelurilor cu călibilitate și tenacitate ridicată, condiție impusă de solicitările la care sînt supuse organele de mașini care se confecționează din acesta. De asemenea, la această grupă de oțeluri se poate obține o stabilitate mai mare a mărimii grăuntelui austenitic, fiind necesar a se face adaosurile tehnologice necesare de aluminiu și titan. Prin elaborarea mărcii OLC45AT în cuptoare electrice, se poate realiza un oțel atît cu călibilitate ridicată, cît și tenace, datorită prezenței azotului în procent mai mare decît în cazul procedeului Martin (aproximativ 0,009 % N_2 la cuptoarele electrice, față de aproximativ 0,0035 % N_2 la cuptoarele Martin).

Diagrama TTT a oțelurilor aliate cu bor are curbele de transformare deplasate spre dreapta, scăzînd în acest fel vitezele critice de călire martensitică și bainitică. De remarcat este invarianța punctului de început al călirii (*Ms*), lucru ce este favorabil din punct de vedere al deformărilor la tratamente termice și al alegerii mediilor de călire. Datorită faptului că viteza critică de călire a oțelului marca OLC45AT este mult mai mică decît a mărcii OLC45x, dar punctele *Ms* sînt aproximativ aceleași, diferite piese pentru construcția de mașini pot fi călite în întregime, obținîndu-se caracteristici mecanice mult superioare și o fiabilitate bună în exploatare.

Prescripțiile de duritate (*HRC*) pentru marca OLC45AT la proba de călire frontală (Jominy) sînt prezentate în tabelul 1.

Tabelul 1

Distanța de la capătul epruvetei, mm		1,5	3,0	5,0	7,0	9,0	11,0	13,0	15,0
HRC	min.	54,0	53,0	46,5	31,5	24,5	–	–	–
	max.	61,0	60,5	59,0	57,0	50,5	43,0	–	–

Tabelul 2

Distanța de la capătul epruvetei, mm	Parametrii principali statistici pentru *HRC*								
	N	$\overline{X}$	*M*	*Xc*	*R*	*Mo*	S^2	*S*	*Cv*
1,5	143	58,22	58,05	58,00	6,00	57,72	1,35	1,16	1,99
3,0	143	56,82	56,61	57,00	6,00	56,19	1,54	1,24	2,19
5,0	143	53 90	55,00	49,35	19,30	57,20	12,58	3,55	6,58
7,0	143	42,50	42,87	31,50	5,30	43,60	84,83	9,21	21,67
9,0	143	33,42	31,60	38,50	2,50	27,96	28,86	5,37	16,07

Studiul călibilității oțelului marca OLC45 AT s-a făcut pe 143 epruvete, provenite din 71 șarje diferite de oțel elaborat în cuptoare electrice de 100 t. Oțelul s-a dezoxidat suplimentar cu ferotitan. Călibilitatea s-a efectuat prin metoda răcirii frontale (Jominy) după o austenitizare la 870°C. Rezultatele durității pe epruvetele călite frontal s-au prelucrat statisticomatematic, iar parametrii principali sînt prezentați în tabelul 2.

În figurile 1—5 sînt prezentate grafic distribuțiile valorilor durității *HRC* la diferite distanțe de capătul epruvetei călite, pentru cele 143 determinări de călibilitate efectuate.

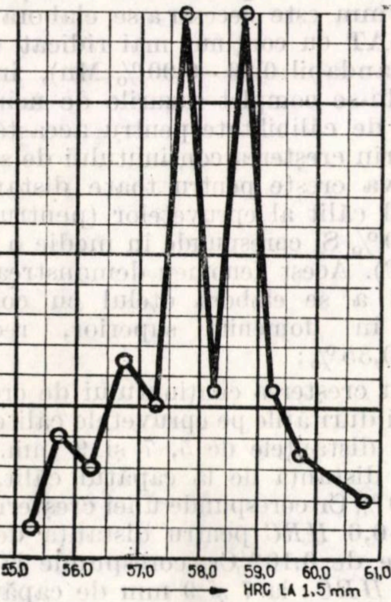


Fig. 1. Curba de variație a durității (*HRC*) la distanța de 1,5 mm de capătul călit al epruvetei

În relațiile (1)—(5) sînt prezentate ecuațiile de corelație multiplă ale durității pe epruvetele călite, funcție de compoziția chimică și mărimea grăuntelui austenitic.

$$HRC \text{ la } 1{,}5 \text{ mm} = 45{,}829 + 23{,}913\,\%\ \mathrm{C} - 3{,}129\,\%\ \mathrm{Mn} + 11{,}09\,\%\ \mathrm{Si} + 6{,}23\,\%\ \mathrm{Cr} + 0{,}181\,\%\ \mathrm{Sn} - 11{,}98\,\%\ \mathrm{Al} + 0{,}006\ MGA \quad (1)$$

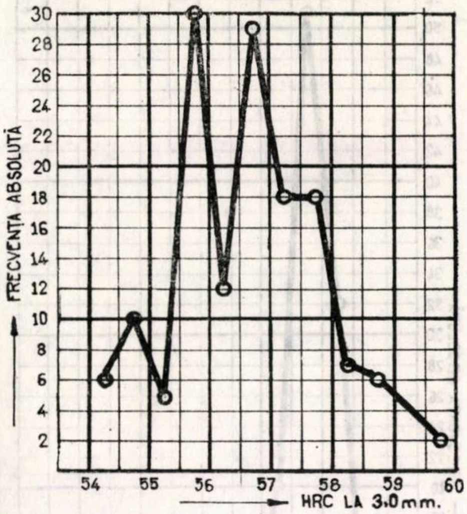


Fig. 2. Curba de variație a durității (*HRC*) la distanța de 3,0 mm de capătul călit al epruvetei

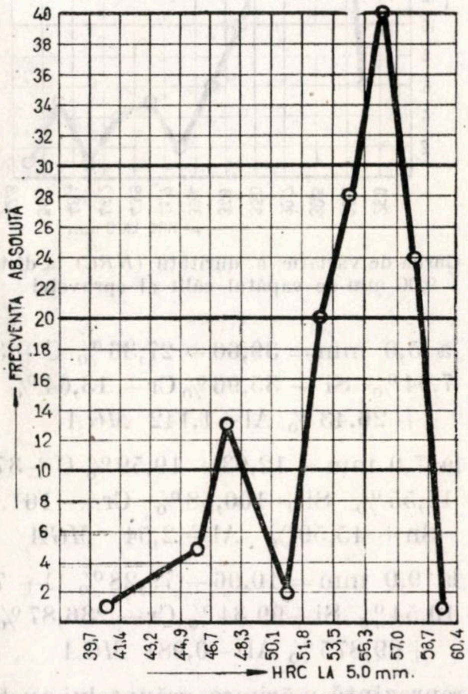


Fig. 3. Curba de variație a durității (*HRC*) la distanța de 5,0 mm de capătul călit al epruvetei

$$HRC \text{ la } 3{,}0 \text{ mm} = 42{,}31 + 27{,}18\,\%\ \mathrm{C} - 2{,}56\,\%\ \mathrm{Mn} + 12{,}25\,\%\ \mathrm{Si} + 5{,}67\,\%\ \mathrm{Cr} + 21{,}078\,\%\ \mathrm{Sn} - 2{,}18\,\%\ \mathrm{Al} - 0{,}061\ MGA \qquad (2)$$

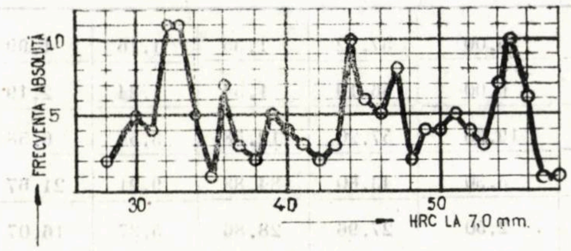


Fig. 4. Curba de variaţie a durităţii (*HRC*) la distanţa de 7,0 mm de capătul călit al epruvetei

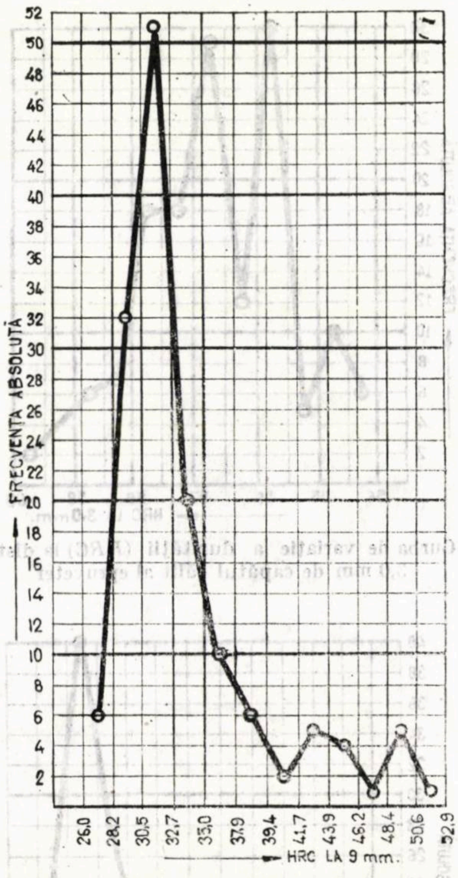


Fig. 5. Curba de variaţie a durităţii (*HRC*) la distanţa de 9,00 mm de capătul călit al epruvetei

$$HRC \text{ la } 5{,}0 \text{ mm} = 39{,}66 + 27{,}36\,\%\ \mathrm{C} + 3{,}60\,\%\ \mathrm{Mn} + 7{,}94\,\%\ \mathrm{Si} + 35{,}96\,\%\ \mathrm{Cr} + 13{,}64\,\%\ \mathrm{Sn} + 26{,}43\,\%\ \mathrm{Al} - 1{,}142\ MGA \qquad (3)$$

$$HRC \text{ la } 7{,}0 \text{ mm} = 12{,}93 + 19{,}59\,\%\ \mathrm{C} + 37{,}85\,\%\ \mathrm{Mn} + 15{,}55\,\%\ \mathrm{Si} + 100{,}58\,\%\ \mathrm{Cr} - 161,\ 73\,\%\ \mathrm{Sn} + 45{,}59\,\%\ \mathrm{Al} - 2{,}54\ MGA \qquad (4)$$

$$HRC \text{ la } 9{,}0 \text{ mm} = 10{,}96 + 79{,}28\,\%\ \mathrm{C} + 7{,}11\,\%\ \mathrm{Mn} + 10{,}54\,\%\ \mathrm{Si} + 99{,}34\,\%\ \mathrm{Cr} - 236{,}87\,\%\ \mathrm{Sn} + 69{,}875\,\%\ \mathrm{Al} - 0{,}981\ MGA \qquad (5)$$

MGA reprezintă mărimea grăuntelui austenitic exprimată prin punctaj.

Din valorile parametrilor statistico-matematici ai durităţii la diferite distanţe de capătul epruvetelor, ecuaţiile de corelaţie $HRC = f$ (compoziţia chimică), precum şi din aspectul distribuţiei valorilor prezentate în figurile 1–5 se pot desprinde următoarele concluzii :

1. Călibilitatea se îmbunătăţeşte la oţelul de marcă OLC45AT, respectiv cresc valorile lui *HRC* la toate distanţele pe epruveta călită frontal, prin creşterea conţinutului de carbon. Pentru distanţele de 1,5 ; 3,0 ; 5,0 şi 7,0 mm, *HRC* creşte cu 0,50 unităţi la o creştere de 0,02 % C, deci destul de nesemnificativă, însă pentru distanţa de 9,0 mm, creşterea este cu circa 1,6 *HRC* pentru o creştere de 0,02 % C. Rezultă că nu este necesar a se acţiona asupra conţinutului de carbon în afara domeniului de 0,43–0,48 % pentru îmbunătăţirea călibilităţii oţelului OLC45AT ;

— pentru distanţele de 1,5 şi 3,0 mm, prin mărirea conţinutului de mangan scade *HRC*, dar în procent foarte mic ; la o creştere de 0,10 % Mn scade *HRC* în medie cu 0,30 unităţi, deci nesemnificativ. Pentru distanţele de 5,9 şi în special 7,0 mm, prin creşterea conţinutului de mangan se înregistrează o creştere a durităţii. Importantă este creşterea durităţii la 7 mm cu aproximativ 8 *HRC* pentru o creştere de 0,10 % Mn. Rezultă că pentru îmbunătăţirea durităţii la 7,0 mm este necesar a se elabora şarjele de OLC45AT cu conţinut mai ridicat de mangan (recomandabil 0,70–0,90 % Mn), în acest fel evitîndu-se complet cazurile de neîncadrare în banda de călibilitate pentru această distanţă ;

— prin creşterea conţinutului de siliciu, duritatea va creşte pentru toate distanţele de la capătul călit al epruvetelor (pentru o creştere de 0,10 % Si corespunde în medie o creştere de 1 *HRC*). Acest fenomen demonstrează că este indicat a se elabora oţelul cu conţinutul de siliciu în domeniul superior, recomandabil 0,25–0,35 % ;

— cu creşterea conţinutului de crom în oţel, cresc şi durităţile pe epruvetele călite, în special pentru distanţele de 5, 7 şi 9 mm. La 1,5 şi 3 mm distanţă de la capătul călit, o creştere de 0,10 % Cr corespunde unei creşteri de aproximativ 0,6 *HRC* pentru distanţa de 5 mm, o creştere de 0,10 %Cr, corespunde la o creştere de 3,6 *HRC* ; la 7 şi 9 mm de capătul călit al epruvetei, o creştere de 0,10 % Cr conduce la creşterea durităţii cu 10 *HRC*. Pentru mărirea durităţilor la 5 ; 7 ; 9 ; 11 ; 13 şi 15 mm şi îngustarea benzii de călibilitate, rezultă că ar fi necesar ca în procesul de elaborare a oţelului de marcă OLC45AT să se facă adaosuri de ferocrom pentru realizarea unui conţinut de crom în proba finală de 0,20–0,30 % ;

— din relaţiile (4) şi (5) rezultă că la 7 şi 9 mm faţă de capătul călit al epruvetelor, prin mărirea conţinutului de staniu de la 0,015 %, cît este normal la ora actuală în oţelul electric, pînă la

0,035 %, contribuie la scăderea durității cu 3,24 *HRC* pentru distanța de 7 mm și 4,74 *HRC* pentru distanța de 9 mm. Rezultă că în cazul mărcii OLC45AT este indicat a se limita conținutul de Sn la max. 0,02 %, pentru ca rezultatele călibilității să fie influențate cît se poate de puțin de către acest element;

— variațiile mai mari ale conținutului de aluminiu între loturi contribuie la modificări mai mari ale valorilor pentru *HRC* la distanțele de 5,7 și 9 mm. Creșterea cu 0,020 % Al pentru distanța de 9 mm conduce la creșterea durității cu 1,40 *HRC*;

— influența mărimii de grăunte austenitic se face resimțită în special pentru distanțele de 5 și 7 mm, în sensul că odată cu creșterea punctajului de mărime a grăuntelui scade duritatea; pentru punctaj 7 față de un lot cu punctaj 5, la distanța de 7 mm, scade duritatea cu aproximativ 2,28 *HRC*, iar la distanța de 9 mm, cu aproximativ 5,1 *HRC*. Din cele de mai sus rezultă că este necesar ca oțelul marca OLC45 AT să aibă o mărime de grăunte austenitic pe cît este posibil mai omogenă, pentru a se obține o bandă de călibilitate cît mai îngustă.

2. La distanțele de 1,5 și 3 mm toate valorile de duritate obținute se încadrează în prescripții cu o distribuție statistică normală a frecvențelor, ceea ce rezultă că aceste domenii au fost bine stabilite prin STAS 8580 — 74. Prin restrîngerea domeniului de variație a conținuturilor de carbon, mangan, siliciu, bor, titan și eliminarea erorilor în răcirea la călirea frontală, dispersia valorilor durității mai poate fi micșorată cu cel puțin 10 %, totodată mărindu-se valorile.

3. Pentru distanța de 5 mm de la capătul epruvetelor s-au înregistrat puține valori sub prescripția minimă de 46,5 *HRC*, ceea ce de altfel este ilustrat și de cele două maxime ale diagramei de distribuție din figura 3. Majoritatea durităților pentru această distanță, însă plasate în domeniul 51—60 *HRC*, pentru șarjele la care conținutul de bor și titan au fost corespunzătoare, respectiv $B_{total} \geqslant 0{,}002$ % și Ti = 0,2...0,024 %.

Puținele valori ale durității plasate în domeniul 40—50 *HRC*, după ce au fost analizate, s-a constatat că provin de la șarje cu C = 0,41—0,43 %; Mn = 0,50—0,60 %; B = 0,001—0,0015 %; Ti = 0,01—0,02 % și Cr sub 0,10 %.

Din aceste date rezultă că la marca OLC45AT elaborată în cuptoare electrice este necesar a se introduce ca prescripție obligatorie $B_{total} =$ = 0,002—0,003 % și Ti = 0,02—0,03 %, pentru că în acest tip de agregate, dacă cele două elemente sînt cu conținuturi mai mici, se formează BN, rămînînd destul de puțin bor ca „bor solubil" ce contribuie la mărirea pătrunderii de călire.

4. Duritățile obținute la distanța de 7 mm, în majoritate sînt cu valori peste cifra minimă prescrisă de STAS 8580/74, respectiv, 31,5 *HRC*. Cele cîteva cazuri cu *HRC* = 28—31,5 corespund epruvetelor care și la distanța de 5 mm au avut *HRC* sub 46,5, respectiv acelea care provin din șarje cu conținuturi mici de bor, titan și mari de staniu. Dispersia mare a durităților la această distanță se datorează și faptului că acesta este domeniul de tranziție al structurii, respectiv zona semimartensitică. Prin reglarea raportului „bor solubil"/„bor insolubil", în sensul măririi acestuia, alura diagramei din figura 4 dovedește că valorile durității pot fi crescute în domeniul 36—55 *HRC*, una din condițiile acestei reușite constituind-o realizarea unui grăunte austenitic cît mai fin și mai omogen, conținuturi de mangan și crom mai ridicate și conținut de staniu mai scăzut.

5. Pentru distanța de 9 mm de la capătul epruvetei călite frontal, toate valorile durităților se încadrează în prescripțiie STAS 8580—74, cu valori chiar mult peste 24,5 *HRC*. Diagrama de distribuție a durităților dovedește că domeniul tehnic posibil de realizat la această marcă pentru distanța de 9 mm este între 26 și 41 *HRC*, cu posibilități de ridicare la 30—45 *HRC*, atunci cînd crește raportul $B_{sol.}/B_{insol.}$, cresc conținuturile de C, Cr, Si, Al și scade conținutul de Sn. Valorile durităților obținute în domeniul 41—52 *HRC* se datorează unor variații în secțiune ale mărimii de grăunte austenitic și în special a condițiilor de răcire ale epruvetei.

BIBLIOGRAFIE

[1] Grange, E.A. și Mitchell, J.R. *Influence du bore sur la trempabilité de l'acier* În: Transaction of the ASM. 53, 1961, p. 157—185, 903—907.

[2] Maîtrepierre, P., Thivellier, D. și Tricot, V. *Influence du bore sur la décomposition de l'austénite dans les aciers alliés à bas carbone.* În: Metallurgical Transactions, nr. 2, 1975, p. 297—301.

[3] Ohmari, Y. *Decomposition isoterme d'une austenite fer—carbon—bor.* În: Transaction of the Iron and Steel Institute of Japan, nr. 5, 1971, p. 339—348.

[4] Bernstein, M.I., Siper, A.S. și Katalina, Iu. M. *Vliianie dobovok karbidoobrazuiușcih elementov na svoistva litoi stali.* În: Izvestiia VUZ., nr. 12, 1972.

]5[Garvey, T.M. și Orange, R.A. *Essai d'interprétation de l'influence du bore sur la trempabilité des aciers.* În: C.I.T., nr. 4, 1949, p. 179—180.

Optimizarea parametrilor tehnologici la tragerea ţevilor pe dorn flotant

Dr. ing. N. Atanasiu
Institutul politehnic — Bucureşti

CZ : 621.774.3

Lucrarea de faţă are drept scop stabilirea parametrilor tehnologici optimi la tragere ţevilor pe dorn flotant, îndeosebi la tragerea ţevilor din aliaje de aluminiu.

Pentru determinarea stării de eforturi unitare la tragerea ţevilor pe dorn flotant, în figura 1 s-a reprezentat focarul deformaţiei care cuprinde patru zone. Zona I (planul $A-A$) în care se produce încovoierea liberă a ţevii cu un unghi α_f după un arc a cărui rază $R=\alpha\frac{T_0}{R_0}$. Zona II (planul $B-B$) unde ţeava vine în contact cu suprafaţa matriţei, fapt ce determină iniţierea reducerii ţevii, proces ce continuă pînă în planul $C-C$ cînd ţeava vine şi în contact cu porţiunea conică a dornului. În zona III se realizează reducerea grosmii peretelui ţevii între matriţă şi dorn pînă în planul $D-D$, unde se termină încovoierea ţevii în sens opus încovoierii iniţiale. În zona IV, de la planul $D-D$ pînă la planul $E-E$ ţeava se află între matriţă şi porţiunea de calibrare a dornului, unde ţeava este supusă numai la frecarea de contact.

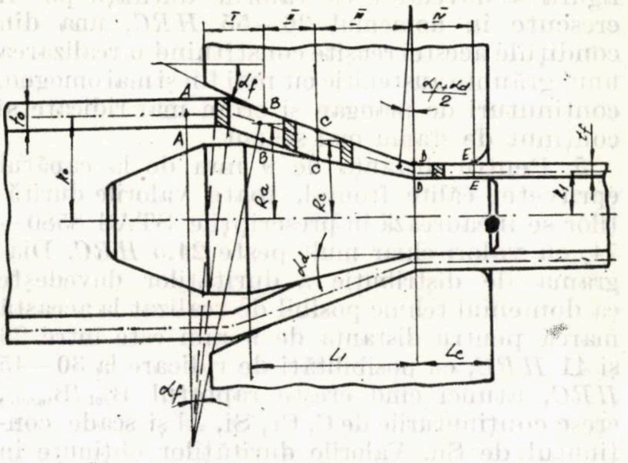


Fig. 1. Geometria focarului deformaţiei pentru determinarea stării de eforturi unitare la tragerea ţevilor pe dorn flotant : T_0 şi T_f — grosimea iniţială şi respectiv finală a peretelui ţevii ; R_0 şi R_f — raza medie iniţială şi respectiv finală a ţevii ; R_a şi R_c — raza medie a ţevii înainte şi respectiv după tragerea pe dorn ; α_m — semiunghiul conului matriţei ; α_d — semiunghiul dornului ; L_1 — lungimea porţiunii conice a dornului ; L_c — lungimea porţiunii cilindrice a dornului

Mărimea efortului unitar din ţeavă la tragerea pe dorn flotant este dată în lucrările [2], [3]. Pentru efortul unitar din planul $A-A$ se poate folosi expresia :

$$\sigma_A=\sigma_{y0}\left[\ln\frac{1}{1-\sqrt{\frac{T_0}{R_0}}\operatorname{tg}\frac{\alpha_m}{2}}+\frac{\frac{T_0}{R_0}\sin\alpha_m}{2\sqrt{\frac{T_0}{R_0}}}\left(\frac{R_c}{R_a}\right)^{E_0-1}\right] \tag{1}$$

În cazul unei matriţe cu semiunghiul conului $\alpha_m=12°$ şi a unui raport $T_0/T_0=0{,}07-0{,}2$, valoarea lui $\sigma_A=(0{,}04-0{,}08)\,\sigma_{y_0}$; cu σ_{y0} s-a notat limita de curgere a materialului ţevii înaintea deformării plastice.

În planul $C-C$, unde ţeava se află numai în contact cu matriţa, efortul unitar se poate calcula cu expresia :

$$\sigma_C=\sigma_{y2}\cdot\gamma\,\frac{E_0}{E_0-1}\left[1-\left(\frac{R_c}{R_a}\right)^{E_0-1}\right]+\sigma_A \tag{2}$$

în care : γ este coeficientul care ţine seamă de influenţa efortului unitar principal mediu asupra condiţiei de plasticitate ($\gamma=2/\sqrt{3}=1{,}15$) ; σ_{y_2} — rezistenţa la deformare (media limitei de curgere înainte şi după deformare în zona II).

În planul $D-D$, în zona III, reducerea ţevii se produce între matriţă şi porţiunea conică a dornului. Considerînd că forţele de frecare sînt uniform repartizate la interfaţa sculă-ţeavă, efortul unitar din această zonă se calculează cu expresia :

$$\sigma_D=\sigma_{y3}\frac{E_1}{E_1-1}\left[1-\left(\frac{A_1}{A_0}\right)^{E_1-1}\right]+\sigma_C\left(\frac{A_1}{A_0}\right)^{E_1-1} \tag{3}$$

în care : σ_{y_3} este rezistenţa la deformare a materialului în zona III ; A_0 şi A_1 — aria secţiunii transversale a ţevii înainte şi respectiv după tragere.

Efortul unitar din ţeavă în planul $E-E$ (zona IV) se poate calcula cu expresia :

$$\sigma_E=\sigma=\frac{1}{e^{E_2}}\left[\sigma_D+\sigma_{y3}\cdot\gamma\left(e^{E_2}-1\right)\right] \tag{4}$$

La tragerea ţevilor pe dorn flotant valorile coeficienţilor E_0, E_1 şi E_2, ce ţin seamă de coeficientul de frecare şi de unghiul conului matriţei, se calculează cu expresiile :

$$E_0 = \frac{\mathrm{tg}\ \alpha_m + f_1}{(1 - f_1 \cdot \mathrm{tg}\alpha_m)\,\mathrm{tg}\alpha_m} \tag{5}$$

$$E_1 = 1{,}06\ \frac{\mathrm{tg}\alpha_m - f_1}{(1 - f_1 \cdot \mathrm{tg}\alpha_m)\,\mathrm{tg}(\alpha_m - \alpha_d)} +$$

$$+0{,}98\ \frac{\mathrm{tg}\alpha_d - f_2}{(1 + f_2 \cdot \mathrm{tg}\alpha_d)\,\mathrm{tg}(\alpha_m - \alpha_d)} \tag{6}$$

$$E_2 = 1{,}06\ \frac{\mathrm{tg}\alpha_m \cdot f_1}{(1 + f_1 \cdot \mathrm{tg}\alpha_m)\,\mathrm{tg}\alpha_m} + 0{,}98\ \frac{f_2}{\mathrm{tg}\alpha_m} \tag{7}$$

în care : f_1 şi f_2 sînt coeficienţii de frecare pe porţiunea conică şi respectiv pe cea de calibrare a dornului ; α_m — semiunghiul conului matriţei ; α_d — semiunghiul dornului.

Pentru determinarea razelor R_e şi R_a se folosesc notaţiile din figura 1 :

$$R_e = R_a - \mathrm{tg}\alpha_m(L_1 - L_2)\ ;\ R_a =$$

$$= R_0\left[1 - \mathrm{tg}\,\frac{\alpha_m}{2}\sqrt{\frac{T_0}{R_a}}\right] \tag{8}$$

La calculul eforturilor unitare în cazul metalelor şi aliajelor metalice care se ecruisează trebuie să se ţină seamă de gradul de deformare din fiecare zonă, dat de expresiile :

În zona *I* :

$$\lambda_{iAB} = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \frac{1}{2} \sin \alpha_m \sqrt{\frac{T_0}{R_0}} \tag*{(9)$_1$}$$

În zona *II* :

$$\lambda_{iAB} = \frac{2}{\sqrt{3}} \ln \frac{R_a}{R_C} \tag*{(9)$_2$}$$

În planul *C—C* :

$$\lambda_{iC-C} = \lambda_{AB} + \lambda_{BC} \tag*{(9)$_3$}$$

În planul *D—D* :

$$\lambda_i = \ln \frac{A_0}{A_1} \tag*{(9)$_4$}$$

La tragerea ţevilor cu dorn flotant, ca şi în cazul celorlalte procedee de tragere, criteriul de bază al rentabilităţii procedeului îl constituie numărul minim de treceri asigurat de deformaţia maximă la fiecare trecere, dată de expresia :

$$\varepsilon = 1 - \frac{A_1}{A_0},\ \% \tag{10}$$

Influenţa efortului unitar la deformaţie prin încovoiere, înainte de intrarea ţevii în focarul de deformaţie şi a reducerii ţevii înainte ca aceasta să vină în contact cu porţiunea conică a dornului se poate exprima prin coeficientul *K* obţinut prin transformarea expresiei (3) :

$$K = \frac{\sigma_C\left(\dfrac{A_1}{A_0}\right)^{E_1-1}}{\dfrac{E_1}{E_1-1}\gamma\sigma_{\nu3}\left[1 - \left(\dfrac{A_1}{A_0}\right)^{E_1-1}\right]} +$$

$$+ 1 = \frac{\sigma}{\dfrac{E_1}{E_1-1}\gamma\sigma_{\nu3}\left[1 - \left(\dfrac{A_1}{A_0}\right)^{E_1-1}\right]} \tag{11}$$

Coeficientul *K* pentru procesul de tragere a ţevilor de dorn flotant are valori între 1,05 şi 1,15.

Din expresia (11) se obţine :

$$\sigma = K\,\frac{E_1}{E_1-1}\gamma \cdot \sigma_{\nu3}\left[1 - \left(\frac{E_1}{E_0}\right)^{E_1-1}\right] \tag{12}$$

Termenul $\left(\dfrac{A_1}{A_0}\right)^{E_1-1}$ se descompune în seria Taylor :

$$\left(\frac{A_1}{A_0}\right)^{E_1-1} = e^{\ln\left(\frac{A_1}{A_0}\right)^{E_1-1}} =$$

$$= 1 - (E_1-1)\ln\frac{A_0}{A_1} - (E_1-1)^2 \ln\left(\frac{A_0}{A_1}\right)^2 + \dots \tag{13}$$

Neglijînd termenii seriei de ordinul 3 şi introducînd $\left(\dfrac{A_1}{A_0}\right)^{E_1-1}$ din (13) în (12) se obţine :

$$\sigma = K \cdot \gamma \cdot \sigma'_\nu \cdot E_1 \ln\frac{A_0}{A_1},\ \text{unde : } \sigma'_\nu = \frac{\sigma_{\nu3} + \sigma_{\nu0}}{2} \tag{14}$$

Din expresia (14) se obţine :

$$\ln\frac{A_0}{A_1} = \ln\lambda = \frac{\sigma}{\sigma'_\nu}\,\frac{1}{K \cdot \gamma \cdot E_1} \tag*{(15)$_1$}$$

La tragerea ţevilor la rece are loc ecruisarea materialului metalic, de aceea gradul maxim de deformare este determinat de limita de curgere, adică : $\sigma \leqslant \sigma'_\nu$.

Deci :

$$\ln \lambda_{max} = \frac{\sigma_A}{\sigma'_y} \cdot \frac{1}{K \cdot \gamma \cdot E_1} = \frac{2}{\left[1 + \frac{1}{\frac{\sigma_A}{\sigma_{y0}}}\right] K \cdot \gamma \cdot E_1} \qquad (15)_2$$

Sau :

$$\lambda_{max} = \exp \frac{2}{\left[1 + \frac{1}{p}\right] K \cdot \gamma \cdot E_1} \qquad (15)^3$$

În expresia $(15)_3$ p reprezintă raportul σ_A/σ_{y0} care caracterizează intensitatea ecruisării metalului deformat. Prin urmare, odată cu creșterea lui p crește și gradul posibil de deformație a metalului în focarul deformației.

Mărimea criteriilor E_i pentru tragerea țevilor pe dorn se determină cu expresiile (5), (6) și (7). În cazul tragerii țevilor pe dorn flotant în matrițe din aliaje dure, cînd $\alpha_m = 12°$; $\alpha_d = 5°$; $f_1 = 0{,}08$ și $f_2 = 0{,}05$ valoarea lui $E_1 = 2{,}3$.

Reducerea de secțiune pe fiecare trecere la tragerea țevilor se poate exprima, în general, prin coeficientul de alungire care reprezintă produsul coeficienților de alungire după diametrul σ_D și după perete σ_T, fiind dat de expresia :

$$\lambda = \lambda_D \cdot \lambda_T \qquad (16)_1$$

Deformarea maximă posibilă pe trecere este determinată, așa cum s-a arătat mai sus, de către caracteristicile mecanice ale metalului și de procedeul de tragere. Deci există posibilitatea modificării raportului dintre λ_D și λ_T, la care se întîlnesc trei cazuri limită :

— Tragerea liberă a țevilor (fără suport interior) :

$$\lambda_t = \lambda_D ; \; \lambda_T = 1{,}0 ; \; T_0 \sim T \qquad (16)_2$$

— Tragerea cu dorn mobil :

$$\lambda_t = \lambda_T ; \; \lambda_D = 1{,}0 ; \; (D_0 - T_0)\,(D_{0f} - T_f) \qquad (16)_3$$

— Tragerea cu dorn fix :

$$\lambda_t = \lambda_D \cdot \lambda_T ; \; \lambda_D > 1{,}0 ; \; \lambda_T > 1{,}0 \qquad (16)_4$$

În expresia $(16)_1$ fiecare factor al înmulțirii poate fi prezentat cu produsul coeficienților luați o singură dată :

$$\lambda_D = \lambda_{D_1} \cdot \lambda_{D_2} \cdot \lambda_{D_3} \ldots \lambda_{Di} \ldots \lambda_{Dn} \qquad (16)_5$$

$$\lambda_T = \lambda_{T_1} \cdot \lambda_{T_2} \cdot \lambda_{T_3} \ldots \lambda_{Ti} \ldots \lambda_{Tn} \qquad (16)_6$$

În cazul în care : $\lambda_{Di} \neq \lambda_{Ti}$ sau dacă există egalitatea coeficienților de alungire a țevilor după diametru și după perete la fiecare trecere rezultă :

$$\lambda_t = \lambda_D^n \cdot \lambda_T^n \qquad (17)$$

în care n este numărul de treceri.

Coeficientul de alungire după diametrul mediu al țevii se calculează cu expresia :

$$\lambda_D = \frac{D_0 - T_0}{D_{0f} - T_f}, \qquad (18)$$

iar coeficientul de alungire după peretele țevii cu expresia :

$$\lambda_T = \frac{T_0}{T_f} \qquad (19)$$

În cazul egalității alungirii într-o singură trecere, gradul maxim posibil de deformație depinde de plasticitatea metalului, de starea de eforturi unitare, de mărimea efortului unitar la ieșirea țevii din matriță și de parametrii de forță ai utilajului. Prin urmare :

$$\lambda_{i_{max}} = \text{const} = C$$

atunci :

$$\lambda_t = C^n \text{ și } n = \frac{\log \lambda_t}{\log \lambda_{i_{max}}} \qquad (20)$$

Din expresia (20) rezultă că la anumite valori ale lui $\lambda_{Di} = \text{const} = C_1$ sau $\lambda_{Ti} = \text{const} = C_2$ și ținînd seamă de faptul că $C_1 \neq C_2$ rezultă :

$$\lambda_D = \lambda_{D_i}^n \text{ și } \frac{\log \lambda_D}{n} = \log \lambda_{Di} \qquad (21)$$

Sau :

$$\lambda_{Di} = \text{antilog}\left(\frac{\log \lambda_D}{n}\right) \qquad (22)_1$$

$$\lambda_{Ti} = \text{antilog}\left(\frac{\log \lambda_T}{n}\right) \qquad (22)_2$$

Cercetările experimentale pentru optimizarea parametrilor tehnologici la tragerea țevilor pe dorn flotant s-au efectuat în condiții industriale pe o mașină de tras țevi prevăzută cu tobă de înfășurare.

Materialul de pornire a fost constituit din loturi de țevi extrudate la cald din aliajele de aluminiu AlMgSi și AlMgMn, avînd dimensiuni de Ø 35 × 3,5 mm; din aliajul AlMgSi s-au tras țevi de Ø 20 × 2,0 mm, iar din AlMgMn, țevi de Ø 12 × 1,5 mm (tabelul 1).

Țevile extrudate din aliajul AlMgMn au fost supuse, înainte de tragere, unui tratament

Tabelul 1

Nr. treceri	Diametrul exterior al țevii, mm	Diametrul interior al țevii, mm	Grosimea de perete, mm	Coeficientul de alungire pe trecere, λ	Coeficientul de alungire total λ_t,	Coeficientul de alungire		Reducerea procentuală a secțiunii, %	Viteza de tragere, m/min
						λ_0	λ_t		
				Aliaj AlMgSi					
—	37,0	30,0	3,5	—	—	—	—	—	—
1	29,0	23,6	2,7	1,65	1,65	1,28	1,29	39,4	80
2	24,0	19,4	2,3	1,40	2,31	1,21	1,17	30,0	80
3	20,0	16,0	2,0	1,39	3,21	1,20	1,15	24,5	40
				Aliaj AlMgMn					
—	37,0	30,0	3,5	—		—	—	—	—
1	29,0	23,6	2,7	1,51	1,51	1,30	1,16	39,6	80
2	24,0	20,1	1,95	1,65	2,49	1,39	1,18	39,1	80
				Recoacere					
3	20,0	16,6	1,7	1,38	3,44	1,14	1,21	28,2	120
4	16,0	12,9	1,55	1,36	4,75	1,10	1,25	28,2	120
5	12,0	9,0	1,5	1,40	6,75	1,04	1,36	29,8	40

termic de recoacere la 400°C timp de 2 h. După primele două trageri s-a aplicat o altă recoacere la 360°C timp de 2 h, pentru a conferi materialului plasticitatea inițială.

Matrițele folosite la tragere au fost executate cu un unghi de deschidere $\alpha_m = 10$, 12 și 14°, iar dornurile flotante erau prevăzute cu unghiul de înclinare al porțiunii conice $\alpha_d = 8$, 10 și 12°.

Pentru măsurarea forței de tragere s-a folosit o aparatură de proveniență „Hottinger". Pentru fiecare regim tehnologic s-au înregistrat minimum trei diagrame, din care apoi s-a folosit cazul reprezentativ.

Dependența forței de tragere F de unghiul dornului α_d pentru $\lambda_1 = 1{,}38$; $\lambda_2 = 1{,}36$ și $\lambda_3 = 1{,}40$, deci $\lambda_t = 2{,}63$ s-a reprezentat în figura 2. Se observă că forța de tragere crește odată cu scăderea unghiului dornului. Valoarea minimă a forței de tragere s-a obținut la un unghi al dornului $\alpha_d = 9°$ și al matriței $\alpha_m = 12°$ pentru coeficientul de alungire $\lambda_2 = 1{,}36$.

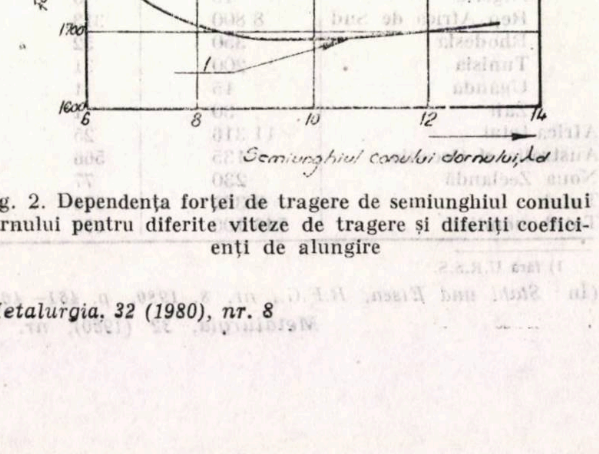


Fig. 2. Dependența forței de tragere de semiunghiul conului dornului pentru diferite viteze de tragere și diferiți coeficienți de alungire

În cazul aliajului AlMgMn coeficientul de alungire total λ_t are valoarea:

$$\lambda_t = \lambda_D \cdot \lambda_T = \frac{(D_0 - T_0)\,T_0}{(D_{0f} - T_f)\,T_f} = \frac{(37 - 3{,}5)3{,}5}{(12 - 1{,}5)1{,}5} = 6{,}80$$

Introducînd în expresia (15) valorile: $\gamma = 1{,}15$; $K = 1{,}10$; $E_1 = 2{,}3$ și $p = 1{,}7$ se obține:

$$\ln \lambda_{max} = \frac{2}{(1 + 0{,}43)1{,}15 \cdot 1{,}10 \cdot 2{,}3} = 0{,}526$$

$$\lambda_{max} = \exp(0{,}526) = 1{,}69$$

Numărul de treceri va fi:

$$n = \frac{\lg \lambda_t}{\lg \lambda_{max}} = \frac{\lg 6{,}80}{\lg 1{,}69} = 3{,}64$$

Admițînd că $n = 4$

$$\lambda_D = \text{antilg}\left(\frac{\lg \lambda_D}{n}\right) = \text{antilg}\left(\frac{\lg 3{,}19}{4}\right) = 1{,}34$$

$$\lambda_T = \text{antilg}\left(\frac{\lg \lambda_T}{n}\right) = \text{antilg}\left(\frac{2{,}33}{4}\right) = 1{,}23$$

Prin urmare, coeficientul de alungire pe trecere va fi:

$$\lambda = \lambda_D \cdot \lambda_T = 1{,}34 \cdot 1{,}23 = 1{,}65$$

Concluzii

— Cercetările efectuate cu privire la tragerea țevilor din aliaje de aluminiu pe dorn flotant au evidențiat faptul că există concordanță între valorile obținute din calcule și datele experimentale referitoare la forța de tragere, coeficientul de alungire, unghiurile matriței și ale dornului.

— Forța de tragere crește cu scăderea unghiului dornului flotant, menținînd constantă valoarea celorlalți parametri tehnologici. Unghiul $\alpha_{opt.}$ minimizează forța de tragere pentru un anumit coeficient de alungire.

— Succesiunea de trageri calculate trebuie în general să asigure o tendință descrescătoare a coeficientului de alungire de la prima la ultima trecere a țevii prin matriță, la aceeași viteză de tragere.

BIBLIOGRAFIE

[1] Atanasiu, N. *Tragerea țevilor cu dorn flotant. Echilibrul dinamic al dornului.* În: Metalurgia, nr. 6, 1980, p. 283.

[2] Avitzur, B. *Metal-Forming Processes.* În : Edukatron, 1977, cap. 9,

[3] Bisk, M. și Seikin, W. *Tragerea țevilor,* cap. II și IV. În : Metallurghizdat, 1963.

[4] Schneider, M. și Piwowanski, J. *Parametrii procesului de tragere pe dorn flotant.* În : Archiwum Hutnictwa, vol XI, 1966, p. 40–52.

[5] Sapiro, W. și Pavlov, A. *Tragerea țevilor pe dorn flotant.* În : Țvetnîe metalli, nr. 11, 1957.

[6] Rusch, H. *Das Ziehen von Cu und Ms-Rohren in Ringen mit fliegendem Dorn.* În : Neue Hütte, nr. 7, 1961, p. 411–417,

[7] Bramley, A. și Smith, D. *Tube Drawing with Floating Plugs.* În : Metals Technology, nr. 7, 1976, p. 322–331.

[8] Smith, D. și Bramley, A. *A Theoretical Study of Tube Drawing with Floating Plug.* Proceedings of the 13th International Machine Tool Design and Research Conference. Birmingham, Anglia, 1972.

DOCUMENTARE

Producția mondială de oțel brut, în anul 1979

Țara	Producția anuală, mii t	Producția pe cap de locuitor, kg
Europa		
R.F.G.	46 040	751
Belgia	13 442	1 365
Franța	23 360	422
Italia	24 022	422
Luxemburg	4 950	14 063
Olanda	5 801	414
Danemarca	801	155
Marea Britanie	21 551	388
Irlanda	72	22
Comunitatea Europeană	140 039	535
Finlanda	2 450	513
Grecia	1 000	106
Norvegia	850	209
Austria	4 930	657
Portugalia	670	69
Suedia	4 650	560
Elveția	800	127
Spania	12 100	319
Turcia	2 400	53
Țări O.E.C.D.	169 889	430
R.D.G.	7 100	424
Bulgaria	2 550	289
Iugoslavia	3 500	158
Polonia	19 150	521
România	12 750	582
Cehoslovacia	15 150	995
Ungaria	3 900	364
Total[1]	233 989	441
U.R.S.S.	149 500	563
Asia		
Bangladesh	130	1
Birmania	45	1
R.P. Chineză	34 430	39
Hong Kong	75	16
India	9 500	15
Indonezia	150	1
Irak	200	16
Iran	500	14
Israel	100	27
Japonia	111 750	964
Iordania	60	21
Quatar	15	152
R.P.D. Coreeană	3 200	182
Coreea de Sud	7 600	202
Liban	60	19
Malaiezia	250	19
Filipine	400	8
Singapore	300	127
Siria	230	28
Tailanda	350	8
R.S. Vietnam	6	0
Altele	4 300	250
Asia total	173 651	73
America		
Argentina	3 200	120
Brazilia	13 730	116
Chile	650	59
Canada	16 050	681
Columbia	360	14
Cuba	350	36
Mexic	7 000	101
Peru	450	25
Uruguay	20	7
Venezuela	1 200	89
S.U.A.	126 110	570
America Centrală	40	2
Salvador	30	7
America total	169 190	282
Africa		
Egipt	1 150	28
Etiopia	4	0
Algeria	600	32
Angola	40	6
Ghana	15	1
Kamerun	10	1
Kenia	10	1
Libia	20	7
Maroc	7	0
Mauritania	10	7
Mozambic	40	4
Nigeria	15	0
Rep. Africa de Sud	8 800	313
Rhodesia	350	52
Tunisia	200	31
Uganda	15	1
Zair	30	1
Africa total	11 316	25
Australia și Oceania	8 135	566
Noua Zeelandă	230	77
Total	8 365	376
Total mondial	746 100	176

---

[1] fără U.R.S.S.

(În : *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 8, 1980, p. 461–462*)

Chim. Georgeta Mariana Costache
şi dr. chim. D. Costache
Institutul politehnic – Bucureşti

Studiul cinetic al sistemului tropeolină 0-bromat de potasiu-V^{5+} aplicat la determinarea microcantităţilor de vanadiu din oţeluri

CZ: 543.062:669.15–194

Reacţia de oxidare dintre o substanţă organică şi o sare de sodiu sau potasiu a unui acid oxigenat al halogenilor a fost denumită „reacţie Landolt". Literatura de specialitate cunoaşte lucrări cu acest subiect [1]–[11]. În sistemul de mai sus vanadiul are rol de catalizator.

În lucrarea de faţă se studiază viteza de reacţie, modificarea ei odată cu variaţia cantităţii de vanadiu sau cu temperatura, stabilirea ordinului de reacţie în vederea aplicării corecte a relaţiilor cinetice care vor servi determinării cantitative a vanadiului.

Parte experimentală. Reactivi – Soluţia de tropeolină a fost obţinută prin dizolvarea reactivului în apă (0,030%).

Bromatul de potasiu de provenienţă Merck a avut concentraţia 4,12%.

Mediul de reacţie a fost asigurat prin folosirea unei soluţii de acid acetic preparată din acid acetic glacial şi apă (1 : 1).

Soluţia de vanadiu a avut concentraţia $2{,}68 \cdot 10^{-8}$. La prepararea tuturor soluţiilor s-a folosit apă deionizată.

Aparatură. Întrucît oxidarea tropeolinei de către bromatul de potasiu în mediu acid conduce la produşi incolori, reacţia a fost urmărită spectrofotometric, folosindu-se spectrofotometrul Pulfrich Zeiss Jena orizontal la lungimea de undă $\lambda = 530$ nm. La spectrometru s-a adaptat un dispozitiv de termostatare. S-a lucrat la 20°C.

Mod de lucru. În baloane de 25 cm^3 s-a adăugat succesiv acidul acetic, soluţia de tropeolină, bromat de potasiu şi cantităţi variabile de vanadiu. După aducerea la semn cu apă deionizată se porneşte cronometrul, se agită bine conţinutul balonului, care apoi este trecut în cuva spectrofotometrului şi se citeşte densitatea optică din două în două minute, avînd ca martor apa.

Concentraţiile soluţiilor în cuvă sînt următoarele:

Tropeolină 0 – $1{,}20 \cdot 10^{-5}$ g/cm^3;
Bromat – $1{,}65 \cdot 10^{-3}$ g/cm^3;
Vanadiu – $2{,}14 \cdot 10^{-9}$ – $16{,}08 \cdot 10^{-9}$ gV/cm^3.

Reacţia este puternic influenţată de *p*H. Figura 1 arată că viteza de reacţie este maximă în intervalul cuprins între $pH = 2{,}0$ şi $pH = 3{,}5$ (s-a urmărit proba cu $5{,}36 \cdot 10^{-9}$ gV/cm^3).

Viteza de reacţie creşte odată cu creşterea concentraţiei bromatului de potasiu şi prezintă o stabilitate relativă în intervalul de concentraţie $0{,}8 \cdot 10^{-3}$ g $KBrO_3$/cm^3 – $2{,}16 \cdot 10^{-3}$ g $KBrO_3$/cm^3.

Rezultate şi discuţii. O problemă esenţială a analizei cinetice este stabilirea ordinului de reacţie. În studiul de faţă ordinul de reacţie a fost determinat prin metoda timpului de fracţionare şi prin metoda grafică. Rezultatele au condus la concluzia că reacţia de oxidare a tropeolinei 0 cu bromat de potasiu în mediu de acid acetic este bine descrisă de relaţiile de ordinul unu.

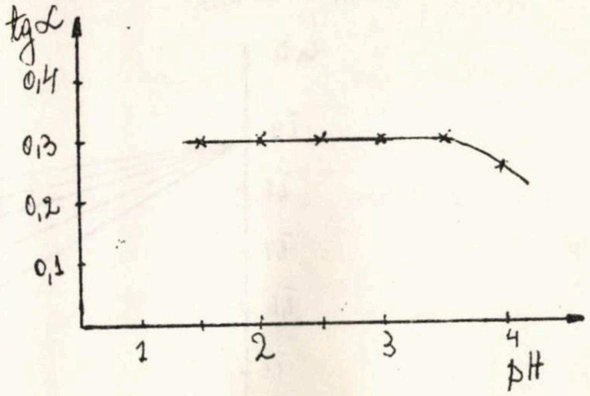


Fig. 1. Influenţa *p*H-ului asupra vitezei de reacţie

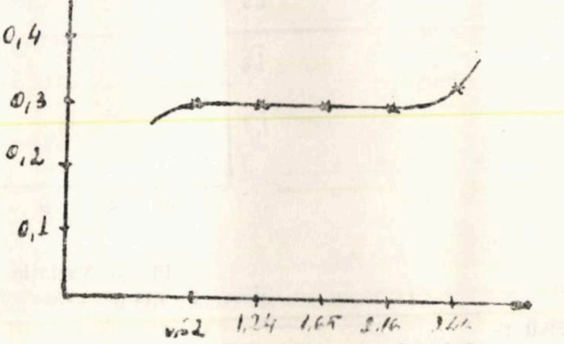


Fig. 2. Influenţa cantităţii de bromat de potasiu asupra vitezei de reacţie

Deşi în mediul de reacţie există trei componenţi, tropeolina, bromatul de potasiu şi vanadiul şi reacţia ar putea părea de ordinul 3, în realitate este pseudomonomoleculară pentru că concentraţia de bromat faţă de concentraţia de tropeolină se află într-un raport mai mare decît 100 : 1 şi deci din punct de vedere practic concentraţia bromatului rămîne constantă; pe de altă parte, vanadiul are rol de catalizator şi nu intră deci în relaţia ordinului de reacţie.

Relaţia cinetică corespunzătoare este:

$$\ln \frac{a}{a-x} = (k C_{KBrO_3} + k_c \cdot C_{KBrO_3} \cdot C_v)\, t \qquad (1)$$

relație care arată că, chiar și în absența vanadiului, reacția are o viteză mică, corespunzătoare reacției necatalitice k, iar k_c reprezintă contribuția la creșterea vitezei de reacție datorită concentrației de catalizator. Se înlocuiește concentrația reactivului colorat, inițială (a) și curentă ($a-x$) cu valorile respective ale densității optice și se trec toți termenii care alternativ devin constanți cu o constantă experimentală k_{exp} și se obțin :

$$\ln \frac{D_0}{D} = k_{exp}\, t \tag{2}$$

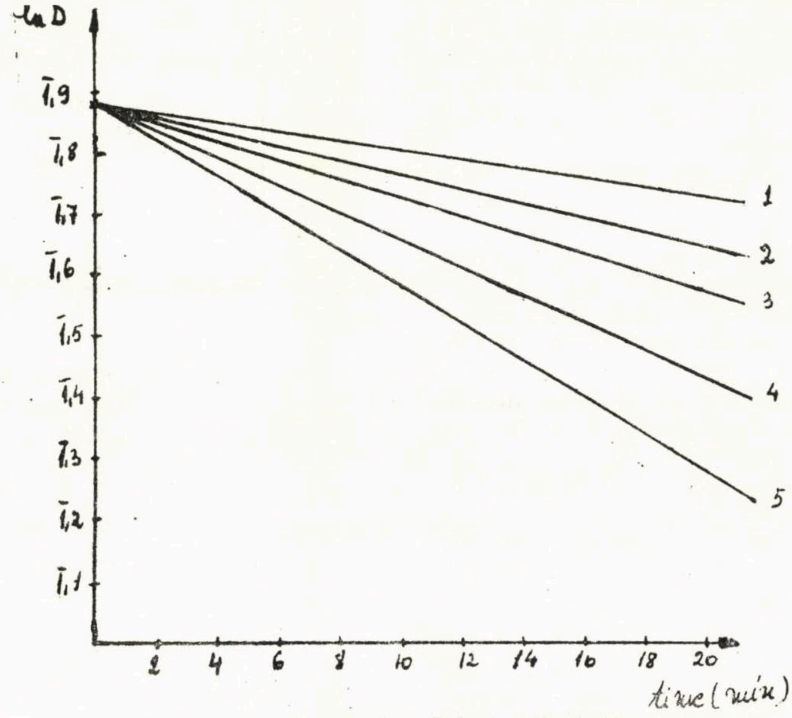


Fig. 3 Variația valorii ln D în funcție de timp :
1 – reacția necatalitică; 2 – $2{,}14 \cdot 10^{-9}$ gV/cm^3; 3 – $5{,}36 \cdot 10^{-9}$ gV/cm^3; 4 – $10{,}72 \cdot 10^{-9}$ gV/cm^3; 5 – $16{,}08 \cdot 10^{-9}$g V/cm^3

sau :

$$\ln D = \ln D_0 - k_{exp}\, t \tag{3}$$

Pentru determinarea vanadiului s-a ales „metoda tangentelor". Reprezentînd valorile lui D în funcție de timp pentru toate probele care conțin cantități variabile de catalizator se obține figura 3. Se măsoară unghiurile pe care aceste drepte le fac cu axa absciselor și se reprezintă valoarea tangentelor respective în funcție de concentrația vanadiului din probă. Se obține figura 4 care servește drept grafic de etalonare.

Valorile constantelor de viteză în funcție de concentrația ionilor de vanadiu a fost calculată după relația :

$$k = 2{,}303\, \frac{\lg D_1 - \lg D_2}{t_2 - t_1} \tag{4}$$

Rezultatele se văd în tabelul 1.

S-a studiat în continuare influența temperaturii asupra vitezei de reacție. Rezultatele sînt redate în tabelul 2.

În continuare s-a urmărit reproductibilitatea metodei. Rezultatele se dau în tabelul 3.

Studiind influența ionilor străini s-a ajuns la concluzia că interferă ionii Fe^{2+}, Fe^{3+}, Ti^{4+} dacă raportul concentrațiilor lor în probă față de concentrația vanadiului depășește valoarea 100 : 1.

Se poate spune că folosind reacția de oxidare a tropeolinei 0 de către bromatul de po-

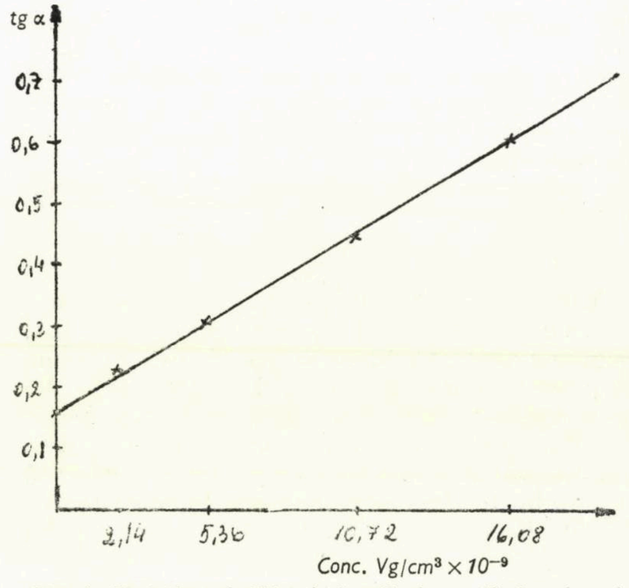


Fig. 4. Variația valorii tgα în funcție de cantitatea de catalizator

Tabelul 1

Valorile constantei de viteză k pentru diferite concentrații de catalizator

Concentrația V, g/cm³	k (min⁻¹)
—	$1,84 \cdot 10^{-2}$
$2,14 \cdot 10^{-9}$	$2,53 \cdot 10^{-2}$
$5,36 \cdot 10^{-9}$	$3,77 \cdot 10^{-2}$
$10,72 \cdot 10^{-9}$	$5,32 \cdot 10^{-2}$
$16,08 \cdot 10^{-9}$	$6,91 \cdot 10^{-2}$

Tabelul 2

Valorile constantei de viteză k la diferite temperaturi (s-a considerat proba cu $5,36.10^{-9}$ gV/cm³)

$T°$	k (min⁻¹)
288	$2,91 \cdot 10^{-2}$
293	$3,77 \cdot 10^{-2}$
298	$5,81 \cdot 10^{-2}$
303	$7,85 \cdot 10^{-2}$
308	$11,93 \cdot 10^{-2}$

Tabelul 3

Reproductibilitatea metodei

V luat în analiză, g	α	tg α	V găsit în analiză, $g.10^{-9}$	Diferența	
				$g.10^{-9}$	%
$53,5 \cdot 10^{-9}$	13	0,230	—	—	—
	12	0,212	48,0	− 5,25	9,8
	12	0,212	48,0	− 5,25	9,8
	13	0,230	64,0	+10,5	19,6
	14	0,249	74,5	+21,0	39,2
	14	0,249	74,5	+21,0	39,2
$134 \cdot 10^{-9}$	17	0,305	—	—	—
	17	0,305	134	0,00	0,00
	18	0,324	149,75	+15,75	11,75
	17	0,305	134	0,00	0,00
	18	0,324	149,75	+15,75	11,75
	16	0,286	118,25	−15,75	11,55
$268 \cdot 10^{-9}$	24	0,445	—	—	—
	25	0,466	273,25	+ 5,25	1,95
	25	0,466	273,25	+ 5,25	1,95
	23	0,424	241,75	−26,25	5,79
	24	0,445	268	± 0,00	0,00
	24	0,445	268	± 0,00	0,00
$402 \cdot 10^{-9}$	31	0,600	—	—	—
	32	0,624	417,25	+15,75	3,91
	32	0,624	417,25	+15,75	3,91
	31	0,600	402	± 0,00	0,00
	30	0,577	375,75	−26,25	6,52
	32	0,624	417,75	+15,75	3,91

tasiu în mediu de acid acetic se determină vanadiul prin metoda cinetică în intervalul de concentrație cuprins între $2,14 \cdot 10^{-9}$ și $16,08 \cdot 10^{-9}$g V/cm³ cu o bună reproductibilitate.

În continuare s-a aplicat această metodă la analiza vanadiului din oțeluri. S-au cercetat oțeluri aliate pentru scule Rp$_1$, Rp$_4$, Rp$_8$, analizate inițial după metoda descrisă din STAS 2603—69. Principiul acestei metode este următorul : proba se dizolvă în H_2SO_4, apoi se oxidează cu HNO_3, iar silicea precipitată se îndepărtează prin filtrare. Vanadiul se oxidează selectiv cu $KMnO_4$, iar excesul de oxidant se reduce cu $NaNO_2$; apoi în soluția fosforică se formează complexul galben solubil al vanadatului pentavalent cu wolframat de sodiu, care se fotometrează la 400 nm.

În lucrarea de față, oțelurile au fost dizolvate în H_2SO_4 20% și după diluările necesare s-a ajuns la o concentrație în cuvele spectrofotometrului cuprinsă între $2,14 \cdot 10^{-9}$g V/cm³ și $16,08 \cdot 10^{-9}$g V/cm³ pentru a putea folosi graficul de etalonare stabilit (fig. 4).

Pentru aceasta s-a luat 0,2 g oțel care s-a trecut într-un pahar cu un amestec format din 20 cm³ acid sulfuric și 5 cm³ soluție acid acetic 1 : 1. Soluția se evaporă pînă la încetarea reacției, cînd se pune în libertate o cantitate mare de vapori de anhidridă sulfurică. Se răcește, se reia cu apă deionizată și se trece totul într-un balon cotat de 100 cm³ ; această soluție se consideră soluție de bază ; 10 cm³ din această soluție de bază a fost trecută într-un balon cotat de 1 000 cm³ și s-a completat la semn, obținîndu-se astfel soluția de lucru.

Din această soluție s-a luat 1 cm³ și împreună cu cantitățile corespunzătoare de tropeolină și bromat de potasiu în mediul acid se prepară amestecul de reacție în balonul de 25 cm³, așa cum s-a descris în prima parte a lucrării. Această cantitate de 1 cm³ din soluția de lucru obținută în urma dizolvării a 0,1 g aliaj corespunde la $9,08 \cdot 10^{-9}$ g V/cm³ din oțelul Rp$_1$, 9,56 g V/cm³ pentru oțelul Rp$_4$ și 9,60 gV/cm³ pentru oțelul Rp$_8$. Folosind figura 4 drept grafic de etalonare, se poate afla cantitatea de vanadiu din oțelurile pentru scule cu o precizie comparabilă cu metoda acceptată actualmente în standardele românești.

Metoda propusă are avantajul că datorită selectivității acțiunii cinetice a vanadiului, nu necesită operațiunile preliminare cerute de metoda STAS 2603—69. De asemenea se evită tratarea cu acid fosforic și îndepărtarea silicei, care așa cum se știe este o operație greoaie. Metoda se simplifică și mai mult prin faptul că se renunță la oxidarea vanadiului cu permanganat de potasiu și reducerea acestuia cu azotit și apoi la complexarea vanadiului cu wolframat de sodiu. În plus metoda prezintă și avantajul că este mai rapidă.

BIBLIOGRAFIE

[1] Bognar, J. și Jellinek, O. În : Mikrochim. Acta, 1969, p. 318.
[2] Costache, D. și Sasu, S. În : Rev. Roum. Chim., 16, 1971, p. 221.
[3] Costache, D. și Sasu, S. În : Rev. Roum. Chim., 16, 1971, p. 1861.
[4] Costache, D. În : Chimie analitică, nr. 4, 1971, p. 241.
[5] Costache, D. și Sasu, S. În : Rev. Roum. Chim., 18, 1973, p. 913.
[6] Costache, D. În : Anal. Univ., București, XXI, 1972, p. 145.
[7] Costache, D. și Sasu, S. Studiu Univ. Babeș-Bolyai, Series Chemia, Fasc. 1, 1973, p. 63.
[8] Richmond, J., Rainey, G. și Meloan, C.C. În : Anal. Lett., nr. 9, 1976, p. 105.
[9] Kriss, E.E., Kurbatova, G.T. și Iațiminski, K.B. În : Zh. Anal. Khim., 31, 1976, p. 598.
[10] Costache, G.M. și Costache, D. În : Metalurgia, nr. 4, 1980, p. 181—183.
[11] Costache, D. și Costache, G.M., Bul. Inst politehnic—București (sub tipar), nr. 2, 1980.

Controlul metalografic al îmbinărilor sudate

Fiz. N. Farbaş şi ing. R. Pascu
Institutul de sudură şi încercări de materiale — Timişoara

CZ : 621.791.052 :620–186

Cercetarea calităţii îmbinărilor sudate presupune între altele :

— identificarea defectelor macro- şi microscopice ;

— examinarea structurii metalografice din toate zonele sudurii ;

— determinarea durităţii în *MB*, *ZIT* şi *MD* ;

— determinarea proporţiei constituenţilor structurali,

şi în unele cazuri :

— determinarea dimensiunii medii a grăunţilor ;

— clasarea după mărime a acestora ;

— determinarea altor mărimi stereometrice ale structurii (grad de dispersie fazică, grad de deformare, grad de orientare etc.).

În funcţie de mărimea constituenţilor structurali, examinarea se efectuează prin microscopie optică sau electronică la măriri de pînă la 16 000 : 1.

Analiza metalografică este parte integrantă a :

— verificării calităţii metalului de bază ;

— asimilării materialelor de sudare noi ;

— verificării tehnologiilor de sudare aplicate la fabricarea unor produse sau elaborate în institut, în vederea aplicării la beneficiari ;

— verificării oportunităţii aplicării tratamentului termic postsudare ;

— analizei cauzelor unor avarii şi altele.

Din partea analizei metalografice se aşteaptă informaţii privind :

— existenţa unor constituenţi fragili în sudură ;

— indicarea defectelor de sudare atît ca natură, cît şi ca mărime geometrică şi număr ;

— găsirea vîrfurilor de duritate ;

— caracterizarea completă din punct de vedere structural a metalului de bază, a zonei influenţate termic şi a metalului depus ;

— natura şi distribuţia fazelor secundare.

Prelevarea probelor pentru examinări metalografice este reglementată prin STAS 4203—74 şi 10952/1,2—77.

În cazul îmbinărilor sudate este necesară efectuarea examinărilor asupra tuturor zonelor caracteristice (*MD*, *ZIT*, *MB*), probele metalografice cuprinzînd întreaga secţiune transversală a îmbinării.

În funcţie de necesităţile cercetării, probele se prelevează diferit. În special la analizele de avarii prelevarea se efectuează ţinînd seamă de ipotezele de lucru care trebuie verificate şi de starea şi natura materialului supus investigaţiei [1], [2]. De obicei se examinează în paralel probe martor din zone neafectate sau din material similar, nesupus condiţiilor de exploatare.

La verificarea tehnologiilor de sudare, a metalului de bază şi la asimilarea materialelor noi de sudare, probele se prelevează astfel încît să fie reprezentative pentru întregul lot investigat. Neasigurarea acestei condiţii duce la interpretări greşite cu consecinţe grave.

Probele metalografice se pregătesc cu metodele cunoscute. Atunci cînd natura analizei reclamă suprafeţe foarte plane şi de o calitate deosebită se recurge la lustruirea cu pastă de diamant. Lustruirea electrolitică nu se aplică din cauza eterogenităţii îmbinării sudate, fiecare zonă necesitînd alte condiţii de polizare.

Evidenţierea structurii are loc prin atacul metalografic, conform prevederilor STAS 4203—74, sau cu reactivi speciali. Cînd metalul depus are altă natură decît metalul de bază, atacul se face succesiv şi separat pentru fiecare zonă.

Examinarea îmbinărilor sudate cuprinde :

— analiza macroscopică ;

— analiza microscopică.

Analiza macroscopică se execută cu ochiul liber sau cu lupa, pînă la mărimi de maximum 50 : 1. Se examinează toate zonele caracteristice ale îmbinărilor sudate determinîndu-se :

a) În metalul depus :

— forma cusăturii ;

— numărul şi grosimea straturilor ;

— defectele.

Nu se admit fisuri. Metodologia de determinare a dimensiunii defectelor este detaliată în STAS 10952/1—77. Defectele plasate în supraînălţarea metalului depus nu se iau în considerare.

b) În zona influenţată termic nu se admit fisuri.

c) În metalul de bază, caracteristicile structurale trebuie să corespundă prescripţiilor din standardul de produs.

Analiza microscopică a îmbinărilor sudate se extinde, de asemenea, asupra tuturor zonelor caracteristice, urmărind decelarea defectelor şi identificarea constituenţilor structurali.

Zonele ce se examinează de obicei la îmbinările cap la cap şi de colţ sînt indicate în figurile 1 şi 2.

a) Examinarea metalului depus (*MD*) se efectuează în toată secţiunea transversală, cu notarea defectelor constatate (fisuri, incluziuni solide, goluri, lipsă de topire, nepătrunderi etc.). În cusătură nu se admite prezența fisurilor, a cementitei terțiare la oțelurile carbon și depășirea limitelor prescrise pentru ferită δ în cazul oțelurilor austenitice. Proporția acesteia din urmă se determină prin utilizarea metodelor metalografiei cantitative. Se utilizează în acest caz aparate specializate (Epiquant și Vidimet) [7], [8], [9].

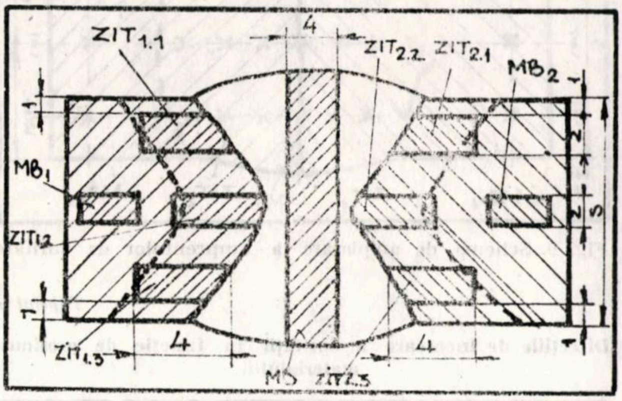


Fig. 1. Zone examinate metalografic la îmbinări sudate cap la cap

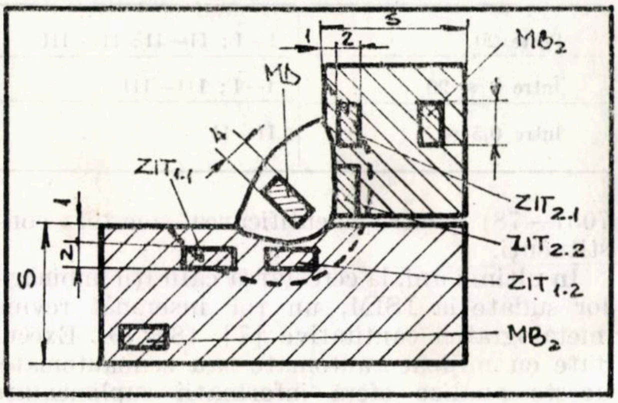


Fig. 2. Zone examinate metalografic la îmbinări sudate de colț

b) Zona influențată termic (*ZIT*) se examinează în întregime, în special zona de trecere și subzona de supraîncălzire [3], [4]. În *ZIT* nu se admit:

— fisuri și microfisuri (fig. 3);

— structură Widmannstätten peste punctaj ~5, STAS 7626–66 (fig. 4);

— structuri martensito-bainitice (fig. 5).

c) În metalul de bază (*MB*) structurile metalografice trebuie să corespundă prescripțiilor standardelor de produs. Totuși, în oțelurile carbon nu se admite prezența segregațiilor perlitice și a cementitei terțiare (fig. 6), iar în oțelurile austenitice se evită faza sigma (σ). Acestea din urmă au un efect fragilizant asupra structurii *MB*.

Prin determinarea durității îmbinărilor sudate în toate zonele acesteia se apreciază ductilitatea *MB*, *ZIT* și *MD* [3]. Încercarea se execută după metoda Vickers conform STAS 492–78 și STAS 7057–78 pe aceleași probe pe care se execută analiza metalografică.

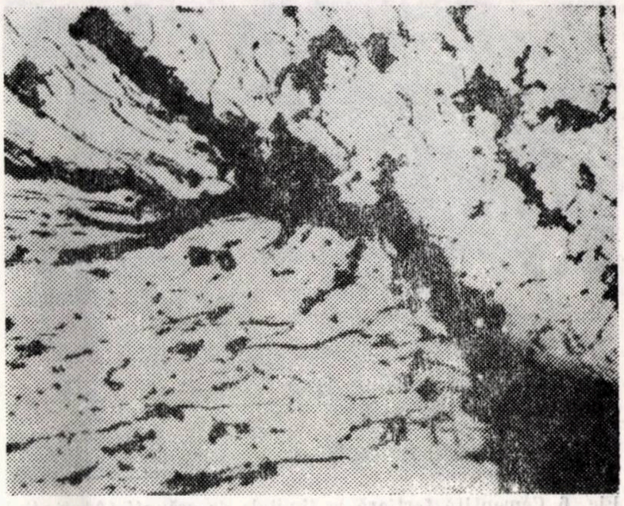


Fig. 3. Microfisuri — defecte neadmise în structurile sudate (Atac nital 2%; × 100)

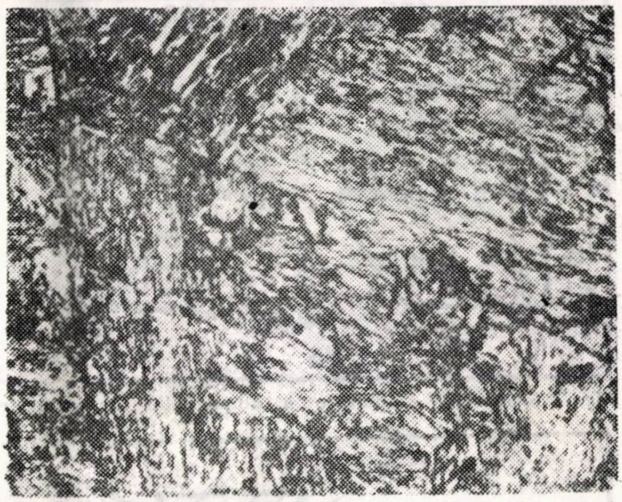


Fig. 4. Structură Widmannstätten (Atac nital 2%; ×500)

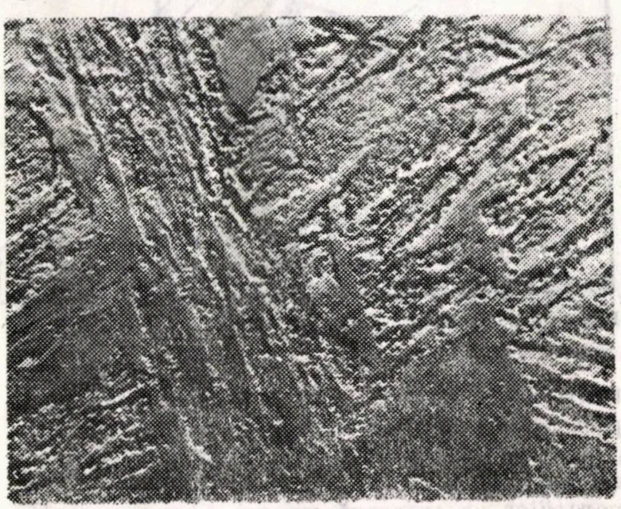


Fig. 5. Structură martensito-bainitică (Atac nital 2%; ×7 800)

În figurile 7, 8, 9 se indică schemele de amplasare a amprentelor pentru cîteva tipuri carac-

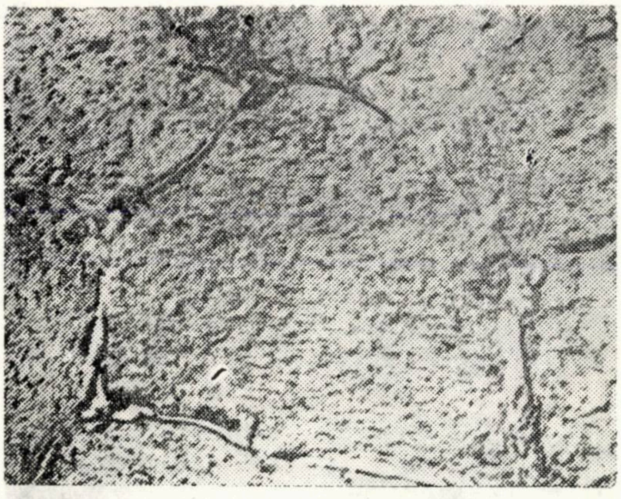


Fig. 6. Cementită terţiară la limitele de grăunţi (Atac nital 2 % ; ×4 000)

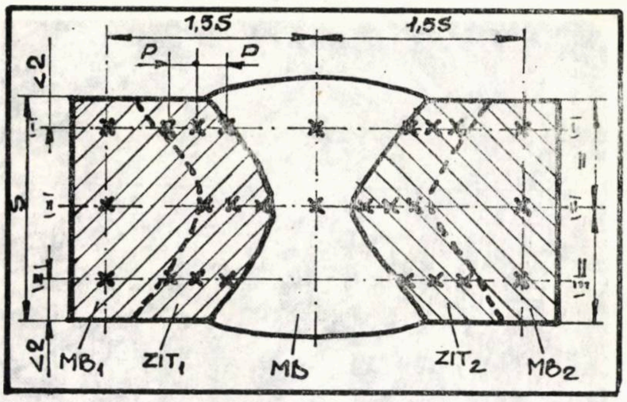


Fig. 7. Schema de amplasare a amprentelor de duritate

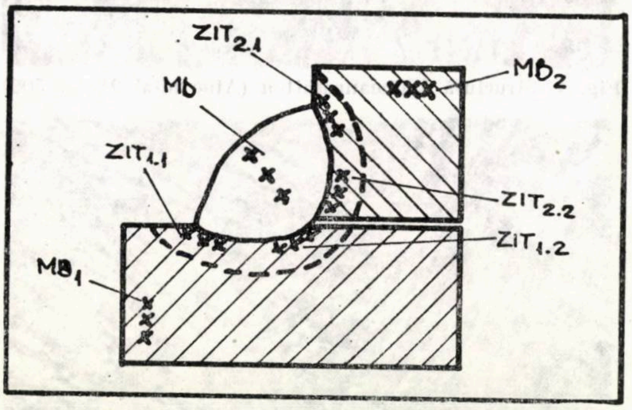


Fig. 8. Schema de amplasare a amprentelor de duritate

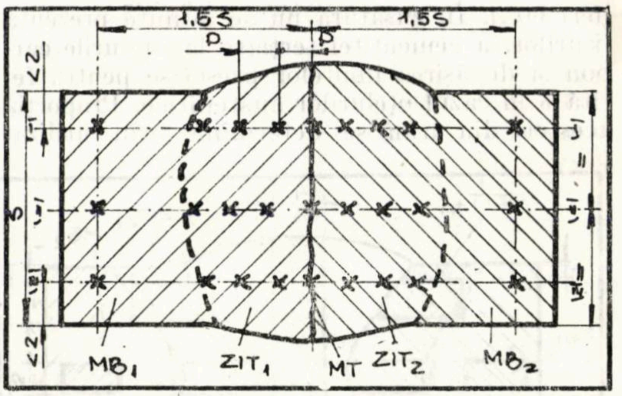


Fig. 9. Schema de amplasare a amprentelor de duritate

Tabelul 1

Direcţiile de încercare a durităţii în funcţie de grosimea materialului

Grosimea materialului, mm	Direcţiile de investigare (fig. 7 şi 9)
Peste 20	I—I ; II—II ; III—III
Între 3 şi 20	I—I ; III—III
Între 0,5 şi 3	II—II

teristice de îmbinări sudate. În esenţă se explorează, funcţie de grosimea materialului (tab. 1), pînă la trei direcţii, cu dispunerea echidistantă a urmelor. Pentru facilitarea comparaţiilor se trasează uneori sclerograme [5], [6], [10].

Cînd duritatea depăşeşte valoarea de 350 HV_5 este posibil ca în structură să fi apărut constituenţi de călire. De aceea se execută în paralel încercări cu 0,1 daN în aceleaşi zone (STAS 7057—78) pentru identificarea acestor constituenţi.

În ultimii ani, la cercetarea calităţii îmbinărilor sudate la ISIM, un rol însemnat revine metalografiei cantitative [7], [8], [9]. Executate cu mijloace automate sau semiautomate, aceste analize oferă informaţii suplimentare necesare inginerului tehnolog la elaborarea tehnologiilor de sudare. De pildă, la placările executate cu oţeluri austenitice proiectanţii limitează conţinutul în ferită δ, fără a preciza gradul de dispersie optim al fazei. Este neîndoielnică influenţa dimensiunii particulelor de ferită δ asupra caracteristicilor mecanice şi a rezistenţei la coroziune. Cercetarea acestor influenţe presupune determinări precise ale proporţiei şi dimensiunii particulelor de ferită δ.

Metalografia cantitativă permite măsurarea cu o precizie cunoscută a caracteristicilor menţionate. Tabelul 2 cuprinde cîteva rezultate

Tabelul 2

Rezultatele analizei cantitative a conţinutului de ferită δ la Epiquant

Marcajul probei	Conţinutul de ferită δ, %				Dimensiunea medie a particulei de ferită $\delta \times 10^{-3}$, mm
	Valoarea minimă	Valoarea maximă	Valoarea medie	Abaterea medie pătratică, σ	
A	8,39	13,87	11,78	1,92	1,90
B	24,82	36,64	30,93	4,26	2,45

obţinute la aparatul Epiquant pe oţeluri de tip 18/8.

La proba *B* abaterea medie pătratică de 4,26% ferită indică o distribuţie neuniformă a feritei δ în depunere, întrucît eroarea metodei este de numai 0,18% la ambele determinări.

În cadrul lucrărilor de cercetare şi la analiza avariilor se examinează, cu microscopul electronic, suprafeţele de rupere [2], [5], [6], [10].

Se pot identifica uşor cele patru tipuri principale de rupere:
- fragil (clivaj);
- ductil;
- oboseală;
- intergranular,

care se disting prin aspecte caracteristice.

Analiza fractografică se execută pe replici ale suprafeţelor de rupere. Pregătirea replicilor presupune obţinerea unei matriţe din material plastic pe care se depune, în vid, replica propriu-zisă din carbon. Dizolvarea matriţei şi spălarea replicii încheie operaţiunea de pregătire a acesteia.

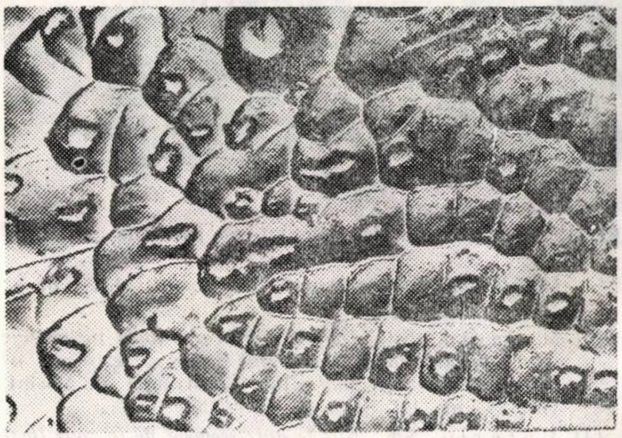


Fig. 10. Rupere ductilă (×5 000)

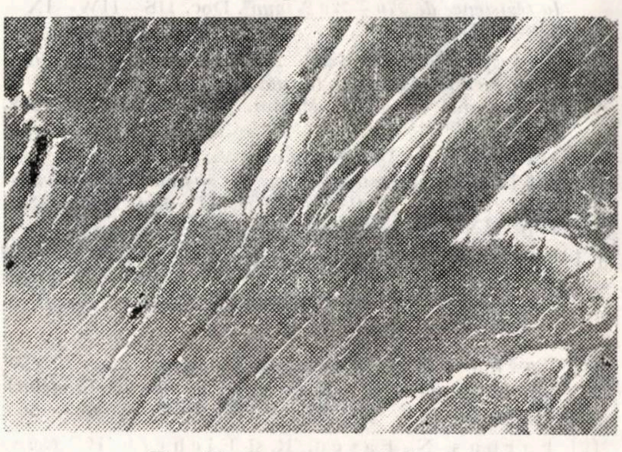


Fig. 11. Rupere fragilă (× 3 000)

În figurile 10–13 se prezintă cele patru tipuri de rupere constatate pe probe de rezilienţă şi tracţiune (fig. 10, 11) şi pe probe din piese avariate (fig. 12, 13). Examinarea fractografică este întotdeauna însoţită de examinarea structurii, fapt ce uşurează interpretarea. De asemenea, cunoaşterea condiţiilor de solicitare din timpul ruperii poate contribui uneori la aprecierea corectă a naturii degradării.

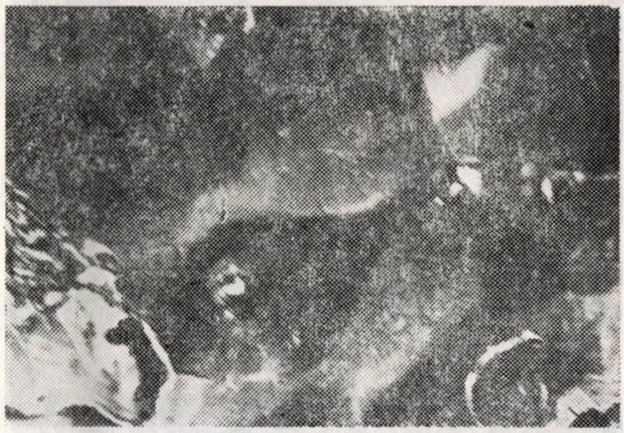


Fig. 12. Rupere intergranulară (×4 500)

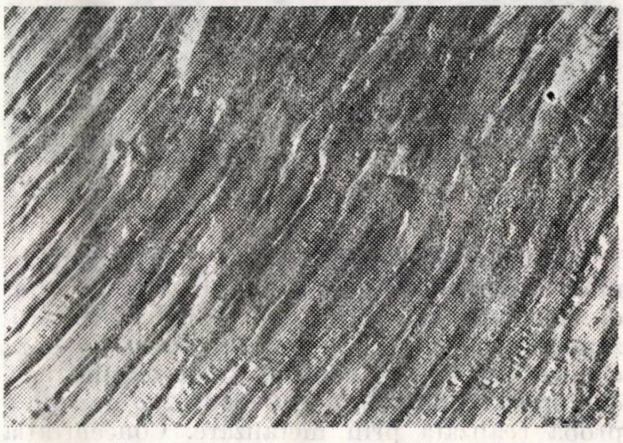


Fig. 13. Rupere prin oboseală (×7 000)

Microsondei electronice JCXA – 50 A cu calculator îi revine sarcina de a completa analizele metalografice cu date privind repartiţia elementelor de aliere în constituenţii structurali. Instrumentul acoperă o gamă de mărimi între 50 :1 şi 3 000 :1 în regim de microsondă şi între 50 :1 şi 140 000 :1 în regim de microscop electronic cu baleiaj. Se utilizează în special la cercetări privind:
- elaborarea de materiale noi pentru sudare şi lipire;
- placarea cu oţeluri inoxidabile;
- starea incluzionară în metalul de bază şi metalul depus prin sudare;
- coroziunea oţelurilor în diferite medii şi altele.

În regim de comandă prin caculator aparatul se utilizează la analize calitative şi cantitative locale, la scară microscopică.

Figura 14 cuprinde imaginea distribuţiei nichelului într-un metal depus prin lipire cu concentrarea acestuia într-un eutectic Ni–Mn.

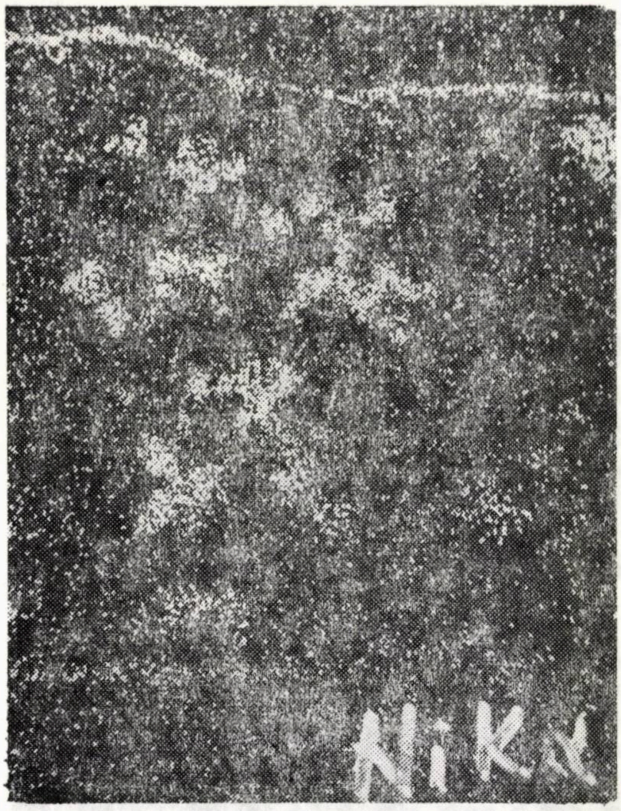


Fig. 14. Distribuția nichelului determinată cu radiația NiKα

Distribuția elementelor poate fi studiată în mod semicantitativ cu ajutorul unui program de calculator al cărui format de ieșire este prezentat în figura 15. Analiza s-a efectuat asupra elementului Cr în 1 680 puncte de măsură prin explorarea unui cîmp de 200×200 μm pe o probă realizată prin metalizare. Concentrația elementului crește cu creșterea cifrei marcate pentru fiecare punct de măsură.

Prin informațiile pe care le aduce, analiza metalografică contribuie la soluționarea unor probleme din domeniul cercetării tehnologiilor de sudare lipire și placare, la analiza de avarii, la cercetarea rezistenței materialelor, precum și la cercetări fundamentale legate de metalurgia sudării.

Analizele menționate reprezintă doar o parte din preocupările ISIM pentru implementarea metalografiei structurale în controlul și asigurarea calității superioare a construcțiilor sudate. ISIM este prezent totodată în întreprinderi și pe șantiere efectuînd analize structurale prin procedee nedistructive, dînd asistență tehnică în laboratoare uzinale, contribuind la îmbunătățirea calității unor produse și altele.

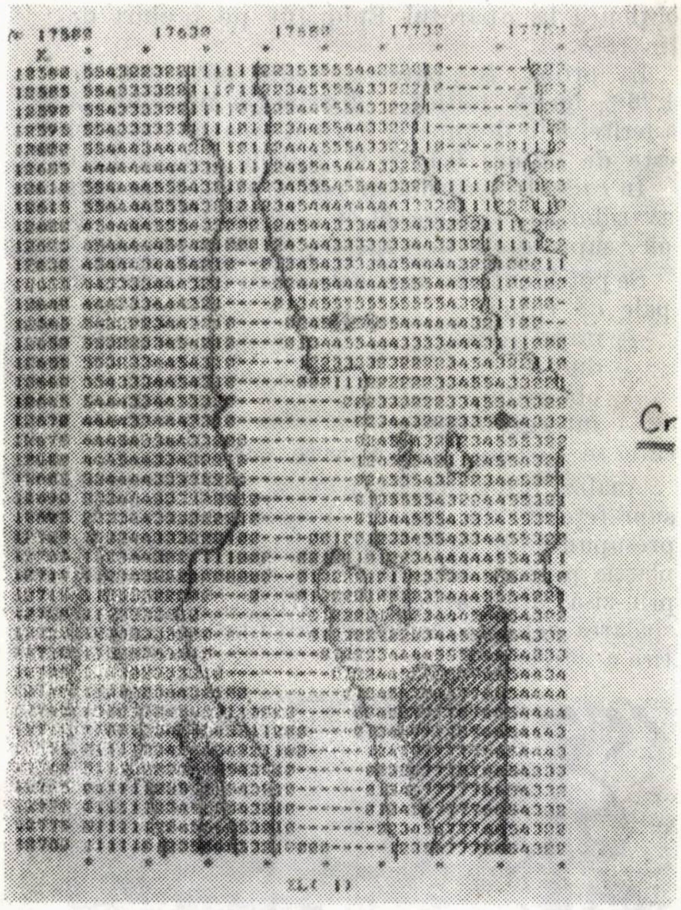


Fig. 15. Harta distribuției cromului pe o probă de metalizare

BIBLIOGRAFIE

[1] Sălăgean, T. *Sudarea cu arcul electric*. Timișoara, Editura Facla, 1977.

[2] Safta, V. și Morariu, St. *Examinarea cauzelor degradării unui recipient sferic în vederea creșterii fiabilității sale*. În: Construcția de Mașini, vol. 29, nr. 8, 1977, p. 381–385.

[3] Morariu, St. *Despre durificarea zonei influențate termic la oțelurile carbon și slab aliate cu rezistența de rupere 370–520N/mm²*. În: Construcția de Mașini, vol. 27, nr. 11, 1975, p. 528–535.

[4] Morariu, St., *Sur le durcissement de la zone thermiquement affectée des aciers au carbon-manganese avec la résistence de 370–520 N/mm²*. Doc. IIS–IIW–IX–938–1975.

[5] Pascu, R., Farbaș, N. și Kurtag, A. *Simularea ciclurilor termice la sudarea oțelului 1,3 M DV*. În: Construcția de Mașini, vol. 30, nr. 9, 1978, p. 464–470.

[6] Hrelescu, M., Safta, V., Pascu, R. și Moisa, T. *Investigation on the susceptibility to stress relief cracking of the 22NiMoCr37 steel*. Doc–IIS–IIW–IX–1092–1978.

[7] Farbaș, N., Pascu, R. și Eichert, R. *Studiul repartiției incluziunilor nemetalice în oțeluri prin metode stereometrice*. În: Metalurgia, vol. 30, nr. 3, 1978, p. 138–141.

[8] Farbaș, N., Pascu, R. și Eichert, R. *Cercetarea stereometrică a incluziunilor nemetalice în oțeluri*. În: Metalurgia, vol. 30, nr. 12, 1978, p. 663–665.

[9] Farbaș, N., Pascu, R. și Eichert, R. *Cercetări privind compatibilitatea scărilor etalon de granulație cu metodele stereometrice de analiză*. În: Construcția de Mașini, vol. 30, nr. 9, 1978, p. 458–464.

[10] Băr, F., Morariu, St., Farbaș, N. și Pascu, R. *Aspecte ale fragilizării structurale a oțelurilor rapide în cursul procesului de fabricație a sculelor*. În: Construcția de Mașini, vol. 30, nr. 9, 1978, p. 446–451.

Ing. N. Vachniuc
Ministerul Industriei Metalurgice

Creșterea duratei de funcționare a utilajului de turnare

CZ : 621.74 :658.2

Dezvoltarea producției de oțel impune obligatoriu și mărirea producției de utilaje de turnare, în formate cît mai diverse, corespunzătoare tipurilor și mărimilor de laminoare.

Pentru buna desfășurare a procesului de elaborare a oțelului este necesară asigurarea la timp a utilajului de turnare.

În costul oțelului lingou, utilajul de turnare are o pondere ce variază între 3,5 și 5 %, iar calitatea lingourilor ce se obține depinde de el într-o proporție care poate ajunge la 40 %. Comportarea utilajului în exploatare este determinată de : condițiile de exploatare, parametrii constructivi și factorii tehnologici [1].

Condițiile de exploatare au ponderea de pînă la 50 % din totalul factorilor ce condiționează durabilitatea utilajului și sînt reclamate de desfășurarea normală a procesului tehnologic, fiind determinate de : durata de menținere a oțelului în lingotieră, forma și mărimea lingoului, frecvența turnărilor, temperatura oțelului la turnare, modul de turnare, temperatura utilajului la primele turnări, striparea obligatorie, detensionarea naturală sau în cuptor de recoacere pe bază de diagramă, recondiționarea utilajului etc.

Parametrii constructivi ai utilajelor de turnare se realizează de regulă după date practice din exploatare, specifice fiecărei unități, în funcție de gabaritul interior al cuptoarelor de încălzire de la laminoare, înălțimea și cursa stripărului, puterea cajelor degrosisoare, lungimea lingoului.

Principalul parametru constructiv al lingotierelor este raportul *G/g*, care caracterizează forma geometrică și proprietatea aliajului din care sînt turnate de a suporta încărcarea termică la turnarea oțelului [2].

Factori tehnologici — fonta utilizată la producerea utilajului de turnare este o fontă obținută în cubilou cu grafit lamelar și uneori modificată, avînd următorul conținut mediu al elementelor : 3,5 % C ; 0,75 % Mn ; 1,80 % Si ; 0,140 % P ; 0,05 %S. Aceste elemente sînt suficient de grafitizante, ele reducînd pericolul de crăpare a lingotierei în exploatare. În timpul folosirii lor, lingotierele sînt supuse următoarelor solicitări : încălzirii la temperaturi ridicate (cca 850°C) ; variației mari de temperaturi (din cauza încălzirilor și răcirilor alternative) ; acțiunii erozive a jetului de oțel și acțiunii oxidante în prezența gazelor ; eforturilor mecanice mari (de cele mai multe ori la temperaturi ridicate). În acest fel, materialul din care este construit utilajul de turnare trebuie să aibă proprietăți termice și mecanice care să conducă la durabilități cît mai mari.

Din punct de vedere al solicitărilor termice, precum și cel al locului apariției crăpăturilor la lingotiere, părțile cele mai vulnerabile sînt : piciorul pentru cele direct conice și capul pentru cele invers conice.

Cauzele principale ale scoaterii din uz a lingotierelor se prezintă în tabelul 1.

Tabelul 1

Defect	Crăpături longitudinale	Crăpături transversale	Sulfuri și eroziuni interioare	Rețea de arsuri	Alte cauze
% mediu	40	8	38	8	6

Acțiunea îndelungată a temperaturilor ridicate, urmată de răcire pînă aproape de temperatura mediului ambiant, provoacă modificări structurale în fontă și apariția de fisuri superficiale în pereții lingotierelor, care se dezvoltă apoi în adîncime și se transformă în final în crăpături perforate.

La unele unități — în general — nu este respectată frecvența medie de turnare a oțelului în lingotiere, fapt ce conduce la utilizarea lor întîmplătoare, producînd apoi acumularea accelerată a tensiunilor interne și respectiv formarea crăpăturilor longitudinale. Durabilitatea medie a utilajului de turnare poate fi exprimată prin relația empirică :

$$Dn = \frac{5\,000}{T} + 20$$

unde :

D **este durabilitatea medie, în număr de turnări ;**
T — **timpul de menținere a lingoului în lingotieră.**

În funcție de mărimea formatului de lingotieră și a oțelului ce se toarnă (calmat sau necalmat), durabilitatea prezintă valorile din tabelul 2.

Tabelul 2

Formatul de lingou, t	Oțel calmat				Oțel necalmat			
	<3	3–9	10–18	19–25	<3	3–9	10–18	19–25
Dn	65	55	45	33	110	80	65	45

Tabelul 3

Formatul de lingotieră, t	Oțel calmat				Oțel necalmat			
	<3	3–9	10–18	19–25	<3	3–9	q10–18	19–25
— pătrat, dreptunghiular, disc Cs—kg/t oțel	14—18	16—19	17—23	—	12—15	13—17	14—21	—
— plate Cs—kg/t oțel	13—16	14—18	19—27	25—37	12—15	13—17	17—25	23—35

Consumul specific de utilaj de turnare depinde de modul cum sînt respectate condițiile de exploatare, de parametrii constructivi și factorii tehnologici și variază în limite largi, chiar în aceeași unitate.

Valorile consumurilor specifice de utilaj de turnare realizate în unitățile metalurgice sînt prezentate în tabelul 3 și corespund în general cu valorile realizate de țări cu industrie metalurgică dezvoltată.

Una din metodele de creștere a durabilității utilajului de turnare, respectiv micșorarea consumului specific, este *operația de recondiționare*.

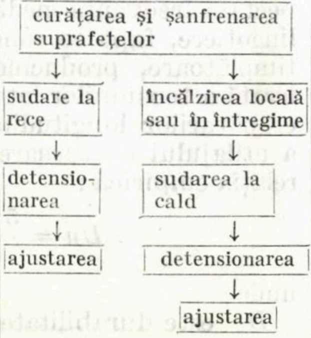
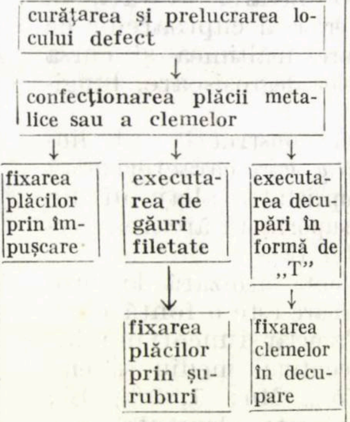
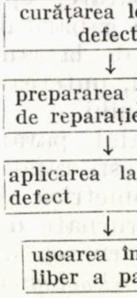
Metodele de reparație și recondiționare a utilajului de turnare sînt diferențiate față de natura defectului, de tipul și mărimea utilajului.

În cele ce urmează se vor prezenta unele *tehnologii de recondiționare*.

La lingotierele mici sub 10 t se aplică în principal metodele de reparație prin sudură ca:

Tabelul 4

Fluxuri tehnologice de reparații

Procedeul de reparație	Prin sudură	Prin cleme și placare metalică	Cu pastă (chit)
Defecte remaniabile	— fisuri superficiale sufluri și goluri — eroziuni — adîncimea pînă la 1/4 din grosimea peretelui	— fisuri străpunse pe toată grosimea peretelui — eroziuni pe suprafața interioară — fisuri exterioare mai mari de 1/4 din grosimea peretelui — ruperi de material, exfolieri	— fisuri superficiale locale cu adîncimea pînă la 15 mm — exfolieri de lățime și adîncime de max. 15 mm — goluri și sufluri superficiale
Schema de lucru	 curățarea și șanfrenarea suprafețelor ↓ sudare la rece ↓ detensionarea ↓ ajustarea ↓ încălzirea locală sau în întregime ↓ sudarea la cald ↓ detensionarea ↓ ajustarea	 curățarea și prelucrarea locului defect ↓ confecționarea plăcii metalice sau a clemelor ↓ fixarea plăcilor prin împușcare ↓ executarea de găuri filetate ↓ fixarea plăcilor prin șuruburi ↓ executarea decupări în formă de „T" ↓ fixarea clemelor în decupare	 curățarea locului defect ↓ prepararea pastei de reparație ↓ aplicarea la locul defect ↓ uscarea în aer liber a pastei
Dotări necesare	— ciocane pneumatice — polizoare pneumatice agregate de sudură electrică — aparat de sudare autogenă — cuptoare de încălzire și tratament — trusă scule de lăcătușerie	— mașina de găurit portal — freză — bohrwerk — strung normal — polizor fix — ciocane pneumatice — polizoare pneumatice — pistol de împușcat cuie — aparat de sudare autogenă cu trusa de sudură — trusă scule de lăcătușerie	— malaxoare pentru obținerea pastei de reparație — ciocane pneumatice — polizoare pneumatice

— sudarea la rece sau cald cu electrozi speciali;

— reparaţia cu pastă a feţei interioare;

— reparaţia cu cleme prinse în cuie sau prezoane.

La lingotierele de dimensiuni mai mari de 10 t, metodele aplicate constau în:

— îndepărtarea cu dalta sau polizorul a defectelor de suprafaţă şi depunerilor de zgură, oţel şi pulberi de turnare;

— decupări în formă de dublu T în care se introduc piese metalice fasonate pentru rigidizare;

— aplicarea prin împuşcare de plăci metalice la locul fisurii (valabilă şi la pîlnii şi poduri de turnare);

— fixarea de plăci metalice cu ajutorul prezoanelor la locul fisurii şi umplerea golurilor cu o masă refractară specială;

— prelucrarea suprafeţelor defecte şi fixarea de prezoane;

— umplerea prin sudură a unor plăci metalice fixate cu şuruburi, prezoane sau prin împuşcare.

Pasta folosită pentru reparare constă în principal din aşchii din fontă, pulbere de grafit şi făină de crommagnezită, cimenturi refractare, iar ca liant, silicat de sodiu şi apă.

În prezent se utilizează mai multe reţete, de asemenea pastă de aderenţă.

Volumul dotărilor şi necesarul de personal se stabileşte în funcţie de procedeul de reparare aplicat şi de tipurile şi cantitatea de utilaj ce se supune recondiţionării.

Se apreciază că prin însuşirea tehnologiilor de recondiţionare şi prin asigurarea dotărilor necesare se pot recondiţiona pînă la 40% din utilajul de turnare intrat în exploatare.

Prin recondiţionare, durabilitatea medie a utilajului de turnare creşte pînă la 30%, iar costul oţelului scade corespunzător.

Avînd în vedere dezideratele majore ale metalurgiei, de creştere a indicelui de scoatere metalică, precum şi reducerea consumurilor de metal prin utilizarea la maximum a materialelor recuperabile, este necesar ca toate unităţile industriei metalurgice să treacă necondiţionat şi la recondiţionarea utilajului de turnare, în care sens îşi vor însuşi tehnologiile şi dotările corespunzătoare.

BIBLIOGRAFIE

[1] Vachniuc, N. *Influenţa parametrilor constructivi şi a condiţiilor de exploatare asupra comportării utilajului de turnare.* În: Metalurgia, nr. 1–2, 1973, p. 48–50.

[2] Cosneanu, C. şi alţii *Posibilităţi de îmbunătăţire a calităţii lingotierelor mari plate.* În: Metalurgia, nr. 12, 1974, p. 697–701.

DOCUMENTARE

La Bakar (Iugoslavia) s-a proiectat a doua baterie de cocsificare

Iugoslavia intenţionează să mărească capacitatea cocseriei de la Bakar (Croaţia), prin construirea unei noi baterii. Voest Alpine (Austria) şi Ungaria s-au arătat interesate de acest proiect de investiţii. Pentru finanţarea proiectului sînt necesare circa 120 mil. dolari, care se vor pune la dispoziţie de partenerii de cooperare. Partenerii ar urma să asigure şi aprovizionarea cu cărbune cocsificabil şi desfacerea cocsului. Din comunicatele de presă reiese că punerea în funcţiune se prevede pentru mijlocul anului 1983.

(În: *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 9, 1980, p. 497*)

Rezervele mondiale de minereu de fier

Conform unui studiu (Mannesmann) rezervele de minereu de fier (sigure şi probabile) pot fi evaluate la 260 mld. t; rezervele potenţiale se situează între 400 şi 600 mld. t.

Şapte ţări — Brazilia, Canada, U.R.S.S., Australia, India, Statele Unite, China — deţin împreună peste 80% din rezervele sigure. Brazilia, Canada şi U.R.S.S. deţin împreună peste două treimi din rezervele sigure.

Referitor la aceste rezerve trebuie menţionat că în anul 1978 s-au extras 730 mil. t; expediţiile de la minele occidentale s-au cifrat la aproximativ 500 mil. t, cu 100 mil. t mai puţin în comparaţie cu 1977.

(În: *Actualités industrielles lorraines, Franţa, nr. 167, 1979, p. 13*)

Procedeul HYL reduce consumul de cocs

O încercare recent efectuată cu 43 kt de burete de fier obţinut prin procedeul de reducere directă HYL, utilizat ca parte componentă a încărcăturii furnalului de la Altos Hornos Mexico, a dus la o creştere cu 30% a capacităţii şi la scăderea consumului de cocs. La o recentă conferinţă AISE s-a arătat că, într-un studiu întreprins de Stanford Research Institute, s-a prevăzut o triplare a preţului cărbunelui cocsificabil în următorii zece ani şi că este necesară o utilizare mai eficientă a gazului de cocserie. Procedeul HYL se bazează pe utilizarea directă a gazului de cocserie, evitîndu-se astfel alte investiţii şi costul energiei necesare pentru un procedeu de reformare, epurare şi desulfurare a gazului.

Se afirmă, de asemenea, că trei instalaţii HYL de reducere directă de mare capacitate au fost date în funcţiune în anul 1979 în Indonezia, Iran şi Venezuela, cu o capacitate anuală totală de 6,4 Mt.

(În: *Ironmaking and Steelmaking, Anglia, nr. 1, 1980, p. 6*)

Injectare de alcool în furnal

La concernul siderurgic brazilian Cosipa se analizează posibilitatea micşorării consumului de păcură, prin injectarea de alcool în furnal. S-a calculat înlocuirea cu alcool a 5–15% păcură. În urma cercetărilor efectuate a rezultat o economie considerabilă.

(În: *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 9, 1980, p. 497*)

Contribuţii la dezvoltarea procedeului de formare în vid

CZ : 621.744

Creşterea productivităţii în turnătorii pe baza perfecţionării proceselor tehnologice, îmbunătăţirea mediului de lucru, protecţia mediului înconjurător, fără diminuarea calităţii pieselor turnate, se obţin la turnarea pieselor în forme din amestecuri pulverulente, fără lianţi.

În anul 1971 [1] firma Cabusiki Caisea Akita, în colaborare cu Institutul de cercetări din Nagano au pus la punct un procedeu nou de confecţionare a formelor din nisip uscat fără liant, rezistenţa mecanică fiind asigurată cu ajutorul vidului, de unde şi denumirea de procedeul „V".

Specialiştii japonezi au iniţiat ample cercetări la toate elementele ce compun procesul de formare — turnare, confirmîndu-se pînă în prezent avantajele deosebite pe care le oferă acest nou procedeu.

Procedeul s-a prezentat specialiştilor interesaţi în anul 1973, în S.U.A. la Congresul A.F.S., iar la G.I.F.A., în anul 1974 s-a putut vedea un întreg şantier pentru demonstrarea procedeului.

După G.I.F.A. s-a stabilit un acord de cooperare pentru dezvoltarea procedeului între firmele Sintokogio şi Wagner — Sinto pentru Europa, Herman — Sinto pentru continentul american şi Tilghman —Wheelabrator pentru Marea Britanie şi Irlanda.

În luna mai 1978 s-a organizat în Japonia prima conferinţă internaţională a producătorilor de instalaţii de formare în vid [2].

Cu această ocazie Sintokogio a prezentat situaţia existentă la ora aceea a dezvoltării procedeului, din care a rezultat că numai în Japonia 74 de firme au cumpărat licenţe pentru procedeu. Pînă în prezent există 527 înregistrări de licenţe, amintindu-se următoarele firme înregistratoare :

— Akita	169
— Sintokogio	124
— Mitsubishi	54
— Kubota	40
— Hitachi	26
— Yamaha	36
— Heinrich Wagner	22
— şi altele	56

Herman—Sinto a comunicat că în numai un an în S.U.A. 12 firme au preluat procedeul. Wagner — Sinto şi Tilghman — Wheelabrator aminteşte de 16 firme cumpărătoare de licenţe în Europa.

Din cele cinci firme din R.F.G. cumpărătoare de licenţe trei lucrează practic numai cu acest procedeu.

Faţă de Europa, în Japonia se utilizează procedeul la toate firmele mari, acestea avînd dezvoltări proprii pe care le înregistrează ca invenţii. Stagnarea dezvoltării procedeului în Europa are la bază discuţiile îndelungate cu cei care acordă licenţele pentru Europa (Mitsubishi), privind reducerea taxei de licenţă.

Conferinţa s-a încheiat cu vizitarea unei firme cu renume mondial, care a dezvoltat o turnătorie de fontă în mod special pentru acest procedeu. Turnătoria este echipată cu o instalaţie complet automatizată, cu dimensiunea ramelor de formare de 3 600 × 1 200 × 300/300, cu o productivitate de 50 forme/h, ceea ce reprezintă un succes remarcabil. Participanţii au vizitat o turnătorie „albă", curată şi silenţioasă, care produce piese fără bavuri, gata curăţate, cu o suprafaţă excelentă, de la care trebuiau îndepărtate doar reţelele de alimentare [2].

Tabelul 1 prezintă o sinteză a instalaţiilor de formare în vid cu principalele lor caracteristici [2], [3].

Şi în R.S. România există preocupări pentru formarea în vid.

La I.C.S.I.T.P.S.C. s-au efectuat o serie de încercări [3].

În continuare se prezintă principiile şi avantajele formării în vid.

Principiile formării în vid

Deosebirile substanţiale între procedeul de formare în vid şi cele convenţionale sînt :

— acoperirea modelului şi formei cu o folie termoplastică ;

— utilizarea ca amestec de formare a unui nisip uscat fluid, fără liant, care se compactizează doar printr-o uşoară vibrare.

Procedeul are o concepţie neobişnuită dar se realizează uşor. Forma de turnare se autoîntăreşte fără să aibă presiune sau forţe de tracţiune între granulele de nisip. Tensiunea de întindere necesară pentru a menţine un corp în stare de formare se produce în acest caz în totalitate de folia termoplastică, care acţionează ca un înveliş exterior al formei de turnare.

Deoarece folia se mulează pe model, nisipul nu trebuie tratat în prealabil, mularea modelu-

Tabelul 1

Instalaţii industriale de formare în vid

Firma	Ţara	Dimensiunile ramelor, mm	Productivitatea instalaţiei, forme/schimb	Greutatea piesei turnate, kg/buc.	Anul intrării în funcţiune	Greutatea instalaţiei, kg
Sintokogio	Japonia	1 000 × 1 000 × 250/250	50	—	1972	
		1 400 × 1 300 × 350/400	18–25	560–1 540	—	
		2 400 × 2 200 × 150/150	42			
		1 200 × 670 × 200/200	85	20	—	
		1 200 × 1 400 × 300/300	48	—	—	
		2 200 × 2 400 × 150/150	40	150	1973	
		1 500 × 1 100 × 950/230	240	40–75	1974	
		1 000 × 1 000 × 250/300	48–56	16–280	1973	
Wagner–Sinto	R.F.G.	800 × 800 × 300	—	—	—	500
		1 000 × 800 × 400	—	—	—	5 700
		(630)				(6 000)
		1 000 × 1 000 × 500	—	—	—	
		1 250 × 1 000 × 650	—	—	—	7 500
		(800)	—	—	—	8 400
		1 250 × 1 250 × 650				(8 800)
		1 600 × 1 250 × 650	—	—	—	9 500
		(1 000)	—	—	—	10 500
		1 600 × 1 600 × 650				(10 000)
		2 000 × 1 600 × 650	—	—	—	12 500
			—	—	—	15 000
I.C.S.I.T.P.S.C.	R.S. România	300 × 400 × 100	—	—	1973	1 300

lui se realizează simplu datorită fluidităţii fără să se folosească procedeele uzuale cum ar fi: scuturare, presare la înaltă presiune, împuşcare, suflare etc.

Noul aspect al procedeului constă în utilizarea unor pelicule (folia termoplastică) deformate în vid drept modele pierdute care se umplu cu nisip fără liant. Nisipul se întăreşte datorită apariţiilor unor presiuni, pentru egalizarea cărora apar forţe de tracţiune în folie. Tensiunile se produc datorită diferenţelor de presiune, care acţionează pe feţele exterioare ale foliei.

Acestea sînt premisele caracteristice pentru realizarea unei piese de formă corespunzătoare şi stabile chiar după extragerea modelului. Atît timp cît se păstrează vidul, respectiv subpresiunea, cantitatea de nisip inclusă în folie îşi păstrează forma în timpul turnării şi solidificării piesei.

Procedeul se poate aplica şi în cazul confecţionării miezurilor.

Procesul tehnologic de confecţionare a unei forme cu ajutorul vidului constă în realizarea următoarelor faze principale: modelul prevăzut cu o serie de orificii (pentru ca folia termoplastică să se muleze bine pe el în momentul conectării la o instalaţie de producere a vidului) se prinde cu şuruburi de cutia de vidare (placă de model specială). Încălzirea foliei termoplastice se face cu scopul maleabilizării ei, astfel încît aceasta să urmărească exact forma modelului în modul cel mai fidel, sub influenţa unei subpresiuni de 0,3–0,5 bar.

Rama de formare specială se aşază pe placa de model acoperită cu folia termoplastică, se umple cu nisip curat şi uscat. Compactarea se realizează printr-o vibrare uşoară.

După formarea bazinului de turnare şi îndepărtarea surplusului de nisip, se acoperă cu folie termoplastică şi partea superioară a formei. Forma se conectează la instalaţia de vidare şi depresiunea creată compactizează nisipul. La întreruperea subpresiunii de la placa de model, forma se desprinde uşor de model.

Executînd şi semiforma inferioară în acelaşi mod, se asamblează în vederea turnării, menţinînd tot timpul forma la presiunea necesară.

La întreruperea vidului, piesa turnată şi solidificată împreună cu nisipul curge liber. Nu sînt aglomerări (bulgări) de nisip şi nici sinterizări, el putînd fi reutilizat după răcire.

Succesiunea schematică a operaţiilor tehnologice de formare în vid sînt prezentate în figura 1.

Caracteristicile elementelor ce compun procedeul

Pe baza datelor ce au fost publicate în literatura de specialitate, în continuare se prezintă parametrii principali pe care trebuie să-i confere fiecare element tehnologic, component al acestui nou procedeu.

Construcţia modelului. Unul din avantajele evidente ale acestui procedeu îl constituie posibilitatea utilizării unor modele confecţionate din materiale mai puţin rezistente decît în cazul procedeelor cunoscute. Explicaţia constă în faptul că se elimină contactul intim dintre amestecul de formare abraziv şi model, a lovirii prin impact în timpul formării şi mai ales la presare la presiuni înalte sau chiar joase.

Datorită foliei termoplastice şi forţele de extracţie a modelului sînt mici, în plus nu sînt necesare vibraţii specifice metodelor convenţionale.

Se pot utiliza modelele existente dacă se practică pe suprafaţa lor canalele necesare acţionării vidului în vederea aspiraţiei foliei.

Construcţia plăcii de model. Placa de model este o construcţie specială, cu pereţi dubli etanşi, prevăzută cu ştuţ de prindere a furtunului, racordat la instalaţia de vidare.

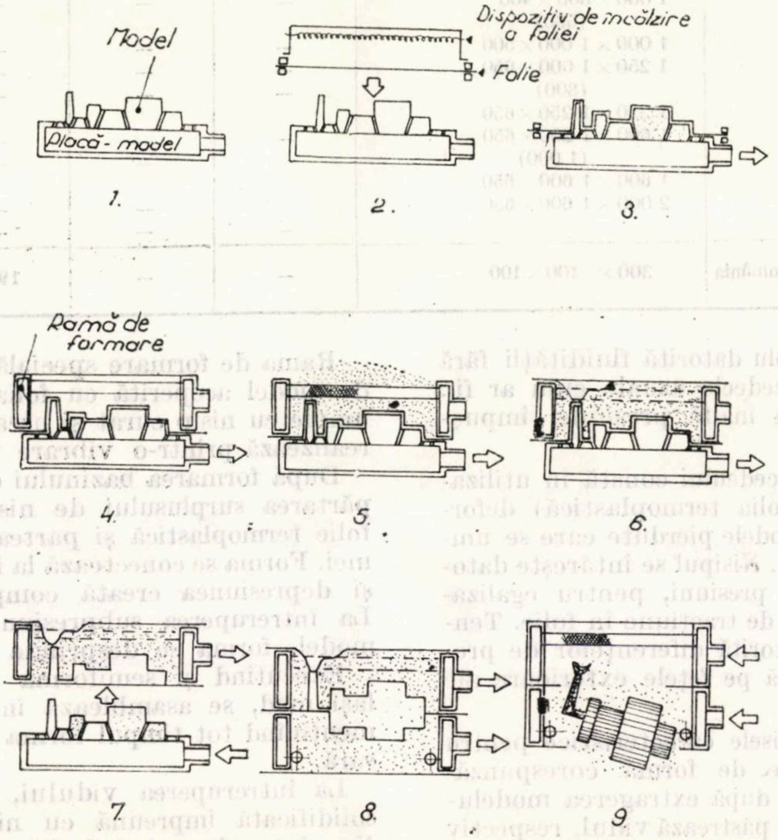


Fig. 1. Succesiunea schematică a operaţiilor tehnologice de formare în vid

Prinderea modelului pe placă se face prin intermediul şuruburilor, folosind aceeaşi practică obişnuită.

Cu toate că este mai complexă în construcţie faţă de cele clasice, durabilitatea lor în exploatare este mult mai mare din aceleaşi considerente expuse la construcţia modelului.

Construcţia ramelor de formare. Noul procedeu utilizează un alt tip de rame de formare, de altă construcţie decît în cazul formării clasice, capabile să preia funcţionalităţile suplimentare pe care trebuie să le îndeplinească.

Constructiv respectă principiile ramelor de formare clasice, însă sînt mai complexe. Procedeul evită posibilele defecţiuni inerente ce apar la orice procedeu de formare în rame, ca : dezbateri prin impact, scuturări în vederea realizării operaţiei de formare sau uzuri prin oxidări din cauza umidităţii amestecului crud la turnarea în forme crude etc.

Folia termoplastică. Prima reacţie de îndoială, atunci cînd se vorbeşte de realizarea pieselor din oţel, fontă şi neferoase, de greutate considerabilă şi forme complicate prin acest procedeu este firească.

Fiecare turnător cu experienţă poate presupune că o formă de turnătorie realizată din nisip fără liant, în schimb acoperită doar cu o folie, trebuie să se descompună imediat la contactul cu aliajul lichid.

Procedeul a dat rezultate în practică, realizîndu-se piese turnate din oţel cu greutatea piesei pînă la 12 t/buc şi lungimi de 5,2 m [1].

Mecanismul care permite formei să nu-şi piardă configuraţia datorită radiaţiei puternice şi a eroziunii aliajului lichid s-a pus în evidenţă printr-o încercare simplă.

Datorită vidului creat, folia termoplastică se mulează etanş pe granulele de nisip. La contactul cu aliajul lichid, materialul plastic topit pătrunde între granulele de nisip, realizînd astfel o liere parţială superficială. Dacă încălzirea creşte, se atinge temperatura de evaporare a foliei termoplastice. Vaporii sînt aspiraţi în formă pînă cînd vor condensa în spațiile mai reci, acționînd acum temporar ca liant similar cu procedeul Cronning.

Pătrunderea peliculei de plastic în formă nu distruge vidul creat în formă, vacuumarea în continuare menține o diferență de presiune dincolo de suprafața de contact peliculă — crusta de nisip — în așa fel încît crusta solicitată termic să fie aspirată în continuare, menținînd în felul acesta configurația formei.

Inițial experimentările noului procedeu au fost realizate cu diferite materiale plastice obținute fie din cauciuc, fie din polimeri.

Cum folia termoplastică constituie un element de bază al procedeului de formare cu ajutorul vidului, în prezent i se acordă o importanță deosebită.

Pentru o mulare cît mai perfectă pe model, folia trebuie să fie elastică și plastică, aceasta depinzînd de compoziția foliei, temperatură, grosime, direcția de solicitare, rezistență etc. În principiu folia termoplastică trebuie să îndeplinească următoarele calități :

— să fie economică ;

— să aibă proprietăți de deformare plastică excepționale ;

— să dezvolte gaze puține sau deloc în contact cu aliajul lichid și mai ales emanațiile să nu fie toxice.

La Sintokogio au fost cercetate o serie de folii termoplastice, unele din acestea fiind prezentate în tabelul 2 [4], [5].

Dintre toate foliile prezentate, folia de tip E.V.A. cu grosimea de 0,05—0,075 mm îndeplinește la ora actuală cele mai bune condiții pentru procedeul de formare în vid.

Nisipul—componenta granulară

La utilizarea nisipurilor fără liant datorită lipsei materialelor generatoare de gaze și a unei subpresiuni în formă se permite utilizarea unui nisip cu permeabilitate scăzută. Aceasta înseamnă că se pot utiliza nisipuri cu grade mari de compactare, cu granulație fină, avînd drept rezultat o calitate superioară a suprafețelor pieselor turnate față de metodele clasice.

Tabelul 2

Foliile din material plastic cercetate

Tipul foliei	Densitatea, g/cm³	Temperatura de topire, °C	Observații
Polietilenă cu grosime mică (P.E.)	0,920	88—90	—
Polietilenă cu densitate mică (P.E.)	0,960	94—97	—
Nylon	1,13	215—222	—
Polipropilen (P.P.)	0,9—0,91	160—170	—
Ionomer	0,93—0,94	72—75	—
E.V.A.*(A)	0,940	58	Conține
E.V.A.*(B)	—	—	17 % vinil-
E.V.A.*(C)	—	—	acetat
Polivinilclorură(P.V.C.)	1,45	56—90	Conține 14%
Polivinilalcool(P.V.A.)	—	—	vinil-
Polistiral (P.S.)	—	—	acetat
			—
			—

* E.V.A. — etilen — vinilacetat — copolimerizat

Se pot utiliza nisipuri cu granule rotunjite cu granulație diferită, de asemenea nisipuri cu granule colțuroase. Este esențial ca nisipurile utilizate să confere o greutate volumetrică mare și o compactitate bună.

Deoarece nisipul de formare la acest procedeu este recirculat aproape integral (95 %), se pot utiliza în mod rentabil nisipuri mai scumpe, cum ar fi : nisipurile de zirconiu, cromit, olivină etc.

Utilizarea vidului. Liantul în acest procedeu, corespunzător lianților din procedeele convenționale, este gradul de vacuum din formă.

În acest context se înțelege însemnătatea vidului care devine unul din factorii importanți ai procedeului.

Formele confecționate cu ajutorul vidului nu au rezistență la tracțiune, deoarece sînt confecționate din nisip uscat, de aceea sarcinile verticale nu creează în formă tensiuni de încovoiere, ci de forfecare.

Corelația dintre rezistența la forfecare a masei de nisip și a diametrului formei după [6] se exprimă prin relația :

$$D \leqslant \frac{4\tau}{\rho}$$

unde :

τ este forța de forfecare între granule;
ρ — densitatea volumetrică a nisipului;
D — diametrul maxim al formei în planul orizontal.

Din relație rezultă că dacă se mărește exagerat diametrul formei (suprafața de separație), forma se prăbușește sub greutatea proprie.

Specialiștii [6] afirmă că gradul de vidare în măsura necesităților se menține la un nivel de 400 mm col. Hg la formare și turnare și poate fi coborît la operația de scoatere a modelului. S-a făcut verificarea experimentală a acestei ipoteze. Formele s-au confecționat în rame de formare cu dimensiunile în plan 600 × 600 și 1 200 × 1 200 mm, gradul scăzut de vidare (—85 mm col. Hg) s-a creat cu o pompă de vid cu capacitatea de 1,35 m³/min, cu puterea motorului de 0,4 kW.

Formele experimentale nu s-au surpat, totuși în partea centrală a formei de dimensiuni 1 200 × 1 200 mm s-au produs deformări provocate probabil de sarcinile mici de șoc.

La un grad de vidare de 400 mm col. Hg, valoarea cea mai utilizată în practică corespunde unui diametru maxim al formei (în planul văzut de sus) din nisip cuarțos de 7 m, iar din zirconiu de 3,4 m [6].

Avantajele formării în vid. Dacă se analizează întregul procedeu împreună cu rezultatele obținute ies în evidență o serie de îmbunătățiri privind eficiența economică, reduceri de costuri și calități mai bune ale pieselor turnate. Se reduc cheltuielile capitale și de exploatare pe seama scurtcircuitării din secție a unei părți însemnate a sectorului de pregătire a amestecurilor, deoarece se utilizează numai nisip cuarțos uscat.

În concluzie se pot stabili următoarele avantaje ale procedeului de formare în vid:

Aplicabilitatea multiplă. Procedeul poate fi utilizat pentru toate tipurile de materiale care se toarnă în industrie, cum ar fi: aluminiu, cupru, fontă, oțel și aliaje speciale.

Se pot realiza în aceleași condiții piese cu diferite grosimi ale pereților, cu geometrie simplă sau „complicată", cu suprafețe plane sau divizate.

Prin folosirea formării în vid productivitatea muncii pe suprafață crește de 2—5 ori față de metodele convenționale.

Astfel ciclul de confecționare prin acest procedeu a două semiforme de 1 200 × 1 400 × ×250 și 1 200 × 1 200 × 570 mm la uzina Toekava este de 10 min, în timp ce timpul de confecționare a aceleiași forme manual este de 40—60 min, iar în cazul utilizării mașinii de format cu cap aruncător, de 30—40 min [7].

Rebutul se reduce în medie de două ori.

În cazul producerii căzilor de baie la uzina Takata — Ciudodze rebutul s-a micșorat de la 6 la 4 %, la uzina Mihara rebutul la piesele turnate din oțel a scăzut de la 5 la 2 %, iar în cadrul uzinei Toekava, la piesele din fontă, de la 8 la 4 %.

Conform datelor furnizate de firmele Sintokogio și Mitsubishi cheltuielile necesare pentru debavurare și curățare a pieselor turnate s-au redus cu 30 % în cazul folosirii formării în vid [7].

Înlăturarea operațiilor de uscare a formelor a permis să se micșoreze suprafețele de producție și cheltuielile aferente acestei operații.

Calitatea pieselor turnate este superioară, deoarece:

— piesele nu prezintă sufluri, defecte care contribuie cu circa 50 % din totalul de rebut la turnarea în forme temporare clasice;

— piesele nu prezintă aderențe, pe de o parte pentru că nisipul curat are refractaritate mai ridicată decît cel care conține și liant, iar pe de altă parte pentru că se reduce substanțial capacitatea de formare a oxizilor de fier din aliajele feroase, ca urmare a scăderii conținutului de oxigen din porii formei;

— precizia dimensională a pieselor turnate prin formare în vid este de 0,06 mm pentru acele piese la care se obțin ±0,37 mm după procedeul Disamatic;

— se toarnă piese cu grosimi de pereți și secțiuni mai mici pe seama fluidității mai mari față de turnarea clasică la crud;

— se pot executa fără greutate piese fără conicitate (înclinația 0°) sau chiar piese cu conicitate inversă de (—) 0,5° sau (—) 1°.

Condiții de lucru mai bune. La procedeele cunoscute, interacțiunea metal-formă, fenomenele fizico-chimice mai ales la contactul dintre aliajul lichid cu lianți și adaosurile speciale din amestecurile de formare și miez aduc după sine degajări mari de gaze, noxe, aburi, toate împreună poluînd atmosfera de lucru.

Prin adsorbție cu instalația de vidare se înlătură aburii și gazele de la turnare, chiar de la punctul de formare a acestora.

Se reduce zgomotul, eliminîndu-se multitudinea de mașini și în primul rînd a mașinilor de formare, de dezbatere, mari consumatoare de energie, metal etc.

BIBLIOGRAFIE

[1] *** *Formarea prin procedeul „V".* În: Hommes et Fonderie, aprilie, 1979, p. 23—28.

[2] *** *Informații privind procedeul de formare în vid.* În: Giesserei, 1979, nr. 2, p. 43—46.

[3] Popovici, M. *Cercetări privind obținerea formelor de turnare din amestecuri pulverulente fără lianți.* Referat nr. 3 la teza de doctorat.

[4] Takashi, M. *Stuaiu asupra foliei din material plastic la procedeul de formare în vid.* În: Giesserei, nr. 17, 1975, p. 437—439.

[5] Kubo, Y., Nakata, K și Gouwens, P.R. *Formherstellung mit binderfreiem Sand und Vakuum, das Vakuumformverfahren.* În: Giesserei—Praxis, nr. 23, 1974.

[6] Watanabe, Teiskiro și Matusaka, Kaj *Rezistența formelor fabricate prin metoda de formare în vid.* În: Express Informațiia, nr. 30, 1976, p. 22—27.

[7] Senin S, Bogoroi *Confecționarea formelor din nisip prin procedeul în vid— folie la Uzinele din Japonia,* În: Liteinoe proizvodsvo, nr. 7,1977, p.18—21.

Ing. M. Popovici, ing. L. Dinescu și ing. A. Hacman
I.C.S.I.T.P.S.C.—București

Cercetări privind folosirea aerului îmbogățit în oxigen la topirea în suspensie

CZ : 669.053.2

Utilizarea oxigenului și a aerului îmbogățit în oxigen în pirometalurgia cuprului face posibilă intensificarea proceselor fizico-chimice și îmbunătățirea indicatorilor calitativi și cantitativi ai procesului tehnologic : se reduce volumul gazelor evacuate, se produce o creștere a conținutului de SO_2, făcînd astfel mai eficace producția de H_2SO_4 de SO_2 lichid sau de S elementar. Ultimul aspect este de mare importanță, deoarece contribuie la combaterea poluării atmosferei.

Rezultatele net superioare de utilizare a aerului îmbogățit în oxigen și preîncălzit față de aerul preîncălzit a determinat răspîndirea acestei metode pe plan mondial, mai ales în țările care dispun de energie electrică ieftină pentru producerea oxigenului.

Folosirea aerului îmbogățit în oxigen la topirea în suspensie a concentratelor cuproase permite pe lîngă intensificarea proceselor fizico-chimice, deci a creșterii capacității de prelucrare a unei instalații date, și o însemnată economie de combustibil pe seama reducerii pierderilor de căldură evacuate cu gazele rezultate în urma procesului (prin micșorarea volumului acestora pe unitate de șarjă prelucrată, datorită micșorării cantității de N_2 în gaze).

Considerații teoretice cu privire la folosirea aerului îmbogățit în oxigen la topirea în suspensie. La topirea în suspensie majoritatea reacțiilor chimice se desfășoară în turnul de reacție, în baia topită realizîndu-se desăvîrșirea acestora.

Viteza proceselor chimice de schimb în sistemele eterogene, care au loc în turnul de reacție al instalației de topire în suspensie sînt în general considerabil influențate de : temperatura de lucru, termodinamica și cinetica reacțiilor din sistemul Me—S—O, regimul hidraulic al cuptorului, mărimea suprafeței fazelor solide care reacționează, regimul de funcționare a arzătorului de concentrat, care imprimă caracterul și viteza curenților predominanți în faza gazoasă.

Oxidarea sulfurilor pînă la aprindere decurge în domeniul cinetic, deoarece temperatura de aprindere nu depinde de viteza curentului de aer. În astfel de condiții, oxidarea autocatalitică a sulfurilor în turnul de reacție se reprezintă prin ecuația :

$$K = \frac{1}{a \cdot t} \ln \frac{a + x}{a - x} \qquad (1)$$

în care :

K este constanta vitezei de reacție ; t— timpul ; a — conținutul inițial de sulf ; x— scăderea conținutului de sulf în timpul t.

Oxidarea are loc în regim cinetic atît timp cît viteza reacției nu atinge valoarea vitezei de difuzie. În ansamblu, viteza procesului de oxidare a sulfurilor variază cu temperatura, conform legii lui Arrhenius :

$$v_{cin} = A e^{-Ea/RT} \qquad (2)$$

în care : E este energia de activare ; A — coeficientul ce depinde de compoziția fazei gazoase și de suprafața grăunților de sulfură.

La temperaturi joase reacțiile chimice au loc mai lent decît procesele de difuzie ; cu creșterea temperaturii, viteza reacțiilor crește rapid. Cînd viteza reală de oxidare devine mai mare decît viteza de difuzie, procesul de oxidare a sulfurii trece în regim de difuzie $\left(K \gg \frac{D}{X}\right)$, în care viteza reacției este determinată de viteza de transport a oxigenului pînă la sulfură și de viteza îndepărtării produselor de oxidare. Prin urmare, în regim de difuzie oxidarea sulfurilor se desfășoară cu viteză mare și decurge după o reacție de ordinul întîi :

$$K = \frac{2{,}303}{t} \log \frac{a}{a - x} \qquad (3)$$

La temperaturi înalte, procesul de oxidare decurge cu viteze mari (centrele active devin preponderente), cinetica procesului fiind determinată de viteza de difuzie :

$$v_{dif} = \delta S \frac{dc}{dx} \qquad (4)$$

în care : δ este coeficientul de difuzie ; S— aria suprafeței prin care se face difuzia ; $\frac{dc}{dx}$ — gradientul concentrației.

$$\Delta C - C_0 - C'$$

în care : C' este concentrația gazului reactant în zona de reacție ;

C_0 — concentrația gazului reactant pe suprafața exterioară a substanței.

În regim de difuzie, $C \rightarrow 0$ și deci $C_0 - C' \rightarrow C_0$; la o valoare foarte mică a lui C' se ajunge să se folosească cantitatea maximă de gaz corespunzătoare etapei de difuzie.

La topirea în suspensie, asimilînd arzătorul de concentrat cu un arzător clasic de particule solide, se poate aprecia că există un domeniu de microturbulență. Cu cît caracterul curgerii este mai turbulent, cu atît procesul de ardere decurge mai repede, deoarece turbulența asigură aducerea în permanență a aerului, respectiv a oxigenului proaspăt în vecinătatea particulelor și îndepărtarea produselor de reacție, micșorînd timpul de ardere, și, deci, intensificarea procesului. Turbulența se realizează prin construcția specială a arzătoarelor de concentrate și prin imprimarea unor viteze supracritice amestecului.

La topirea pentru mată au loc reacții de disociere a polisulfurilor, concomitent cu oxidarea sulfurilor simple și a sulfului elementar rezultate în urma disocierii, conform reacțiilor :

$$2\ FeS_2 \rightarrow 2\ FeS + S_2$$
$$4\ CuFeS_2 \rightarrow 2\ Cu_2S + 4\ FeS + SO_2$$
$$4\ CuS \rightarrow 2\ Cu_2S + S_2$$
$$FeS + 1/2\ O_2 \rightarrow FeO + SO_2$$
$$3\ FeS + SO_2 \rightarrow Fe_3O_4 + 3\ SO_2$$
$$2\ FeS + 7/2\ O_2 \rightarrow Fe_2O_3 + 2\ SO_2$$
$$ZnS + 3/2\ O_2 \rightarrow ZnO + SO_2$$
$$2\ ZnO + ZnS \rightarrow 3\ Zn + SO_2$$
$$PbS + 3/2\ O_2 \rightarrow PbO + SO_2$$
$$S + O_2 \rightarrow SO_2$$
$$SO_2 + 1/2\ O_2 \rightarrow SO_3$$

Din relația (2), care exprimă viteza de reacție în regim cinetic, se observă că, cu cît energia de activare este mai mică cu atît viteza reacției este mai mare, deci se poate presupune că arderea sulfului se desfășoară cu o intensitate mare.

Pe de altă parte, ținînd seamă de concentrația agentului oxidant, concentrație care are o deosebită importanță în regimul de difuzie, regim caracteristic proceselor de oxidare la topirea în suspensie a concentratelor cuproase, relațiile (2) și (4) arată o dependență între viteza reacțiilor și concentrația agentului oxidant, în cazul de față concentrația oxigenului din aerul tehnologic, și anume : cu cît concentrația oxigenului este mai mare, cu atît viteza de desfășurare a reacțiilor este mai mare. Dar în același timp se intensifică și o serie de reacții care deranjează procesul, ca de exemplu reacția de formare a magnetitei. Deci se poate aștepta ca odată cu mărirea concentrației de oxigen în aerul tehnologic să crească și conținutul de magnetită în produsele topirii.

Prin urmare, ținînd seamă de faptul că oxidarea sulfurilor are loc la interfața solid gaz, caracterizată de un regim de difuzie, este normal ca, prin mărirea concentrației de oxigen în pelicula de difuzie în jurul particulei de sulfură, să rezulte o dezvoltare mai rapidă a procesului, o ridicare a temperaturii flăcării și a cuptorului pe seama micșorării volumului de gaze rezultate din proces și deci o micșorare a consumului suplimentar de combustibil din exterior.

Este de remarcat faptul că pentru flacăra arzătorului de concentrate este caracteristică o concentrație mai mare de fază condensată față de un arzător clasic de cărbune, ceea ce conduce la o suprafață specifică mai mare de fază solidă pe unitatea de volum de oxidant, și, conform relației (4), trebuie să îmbunătățească proprietățile difuziei cu atît mai mult la o concentrație mai ridicată a agentului oxidant.

Cînd oxidarea sulfurilor se realizează cu aerul imbogățit în oxigen se schimbă condițiile fizico-chimice ale procesului. În aceste condiții se mărește presiunea parțială a oxigenului în amestecul gazos și, conform principiului deplasării echilibrului, se formează noi cantități de SO_3. Prin urmare la utilizarea aerului îmbogățit în oxigen, în gazele rezultate crește cantitatea de SO_3 și se accelerează formarea sulfaților, dar scad pierderile de căldură datorită azotului. În felul acesta constanta de echilibru a reacției $SO_2 + 1/2\ O_2 \rightarrow SO_3$ se poate scrie :

$$K_{p_{SO_3}} = \frac{P_{SO_2} \cdot P_{O_2}{}^{1/2}}{P_{SO_3}} \qquad (5)$$

de unde rezultă :

$$P_{SO_3} = P_{SO_2} \sqrt{\frac{P_{O_2}}{K_p}} \qquad (6)$$

Relația (6) arată că sulfații se descompun energic dacă tensiunea lor de disociere este mai mare decît presiunea parțială a SO_3 din atmosfera gazoasă a cuptorului.

Dependența față de temperatură a constantei de echilibru a reacției de disociere a SO_3 dovedește instabilitatea SO_3 la temperaturi înalte :

$$\log K_{p_{SO_3}} = -\frac{5\,186{,}5}{T} - 0{,}616 \log T + 6{,}757 \qquad (7)$$

Avînd în vedere că temperatura la care se desfășoară reacțiile de oxidare din turnul de reacție este ridicată, reacțiile sînt de tipul :

$$MeS + 3/2\ O_2 = MeO + SO_2 \qquad (8)$$

$$K_p = \frac{a_{MeO} \cdot P_{SO_2}}{a_{MeS} \cdot P_{O_2}} \qquad (9)$$

Majoritatea sulfurilor și oxizilor aflîndu-se în fază condensată ($a_{\mathrm{MeO}} = a_{\mathrm{MeS}} = 1$), constanta de echilibru a reacției (8) se poate exprima astfel:

$$K_p = \frac{P_{SO_2}}{P_{O_2}{}^{3/2}}, \tag{10}$$

iar cînd presiunea totală a sistemului este egală cu 1 at, constanta de echilibru este dată de relația (11):

$$K_p = \frac{1 - 3/2\, P_{O_2}}{P_{O_2}{}^{3/2}} \tag{11}$$

Conform datelor de echilibru în domeniul 500–1 200 K, presiunea de echilibru a oxigenului la oxidarea sulfurilor de plumb și zinc se află în limitele 10^{-12}–10^{-46} at.

Prin urmare, în condițiile creșterii conținutului de O_2 la topirea în suspensie a concentratelor cuproase, oxidarea sulfurilor poate să înceapă la temperaturi joase și cu viteze mari.

Viteza procesului de oxidare în cazul utilizării aerului îmbogățit în oxigen crește proporțional cu gradul de îmbogățire, conform ecuațiilor (2) și (4).

$$v = Ae^{-\frac{Ea}{RT}}$$

$$V = \delta S \frac{dc}{dx}$$

În reacție intrînd numai acele molecule care posedă o energie cinetică sau potențială ce depășește valoarea lor, numărul acestor molecule se determină după legea lui Maxwell–Boltzmann:

$$\frac{n_A}{N} = e^{-\frac{Ea}{RT}} \tag{12}$$

în care: n_A este numărul de molecule active; N – numărul total de molecule.

Energia de activare E_a este dependentă de coeficientul de viteză al reacției de oxidare:

$$\frac{d \log K}{dT} = \frac{E_a}{RT^2}, \tag{13}$$

respectiv:

$$\frac{d \log K}{d\,\frac{(1)}{(T)}} = \frac{E_a}{RT} \tag{14}$$

Prin urmare, mărirea concentrației de oxigen într-un amestec inițial de azot – oxigen are ca urmare intensificarea proceselor de oxidare a sulfurilor cu micșorarea concomitentă a volumului gazelor.

Consumul de energie la topirea în suspensie a concentratelor cuproase. Topirea concentratelor cuproase la uzinele Hariavalta (Finlanda) se realizează utilizînd aer îmbogățit în oxigen și preîncălzit la 200°C, cu aburi saturați produși prin proces, gazele degajate din procesul de topire fiind răcite la 350°C în cazanul recuperator, care în același timp produce și aburi. Acești aburi sînt utilizați pentru preîncălzirea aerului tehnologic, producerea de oxigen și energie electrică.

Bilanțul termic comparativ pentru aer preîncălzit și aer îmbogățit în oxigen la topirea concentratelor cuproase este prezentat în tabelul 1.

Consumul de energie de la uzina metalurgică Hariavalta, utilizînd aer îmbogățit în oxigen, este prezentat în tabelul 2. Bilanțul de energie

Tabelul 1

Date de bază 1 t conc. uscat (inclusiv fondant)
30%Cu, 23% Fe, 27% S, 10% oxizi

Produse 0,6 t mată cu 50% Cu
0,35 t zgură
Unitatea 10 kcal

Denumire	Outokumpu (Finlanda) (550°C aer tehologic)	Outokumpu (200°C aer 31% O_2)	INCo (Canada) (95% O_2)
Căldură intrată			
Căldură introdusă cu aer pentru oxidarea sulfurilor	1,0(550°C)	0,2(200°C)	—
Căldură rezultată datorită formării matei șiSO_2			
$CuFeS_2 + O \rightarrow$ mată $+ SO_2$	1,8	1,8	1,8
$FeS + 3/2O_2 \rightarrow FeO + SO_2$	1,8	1,8	1,8
$FeS + 5/3O_2 \rightarrow 1/3Fe_3O_4 + SO_2$	1,6	1,6	1,6
$2FeO + SiO_2 \rightarrow 2FeO \cdot SiO_2$	0,1	0,1	0,1
TOTAL căldură rezultată	6,3	5,5	5,3
Căldură ieșită			
Căldură cu mată (1 150°C)	1,5(50 % Cu)	1,5(50 % Cu)	1,5(50 % Cu)
Căldură cu zgură (1 200°C)	1,3[a]	1,3[a]	1,3[a]
Căldură cu SO_2 (1 250°C)	0,7	0,7	0,7
Căldură cu N_2 rezultat din aerul folosit pentru oxidarea sulfurilor și oxidarea metalelor	2,5	1,3	0,1
Călduri pierdute (convecție-radiație)	2,1	2,1	1,7
TOTAL căldură ieșită	8,1	6,9	5,3
Deficitul de căldură	1,8	1,4	—
Necesarul de energie dat de combustibil	$4,5 \cdot 10^5$ kcal (cu 40 % eficiență)[b]	$3,5 \cdot 10^5$ kcal (cu 40 % eficiență)[b]	— —

[a] – fără zgură de convertizor
[b] – aer preîncălzit pentru combustie

Tabelul 2

Bilanţul energetic pentru 1 t concentrat uscat

	Aburi, kg	Oxigen, Nm³	Energie electrică	Combustibil lichid, kg
Uscare	—	—	4	8
Topire în suspensie	110	110	15	15
Flotarea zgurei	—	—	50	—
Convertizare	—	—	15	—
Turnare anozi	—	—	2	6
Supraîncălzire aburi tehnologici	—	—	—	9
TOTAL :	110	110	86	38

Recuperare de căldură pentru 1 t concentrat

Aburi tehnologici (40 t) (produs prin gazele evacuate)	900	
Aburul se folosește la :		
— preîncălzirea aerului	−110	
— producerea oxigenului (2,1 kg aburi 1 Nm³ O_2)	−230	
— producerea energiei electrice (5 kg aburi) 1 kWh	−430	
— surplus de aburi tehnologici kg	$130 \frac{(0{,}07 \text{ kg de combustibil lichid})}{1 \text{ kg aburi}}$	−9
Consum net de energie	$\frac{\text{(Combustibil lichid)}}{\text{t concentrat}}$	29 kg

s-a întocmit pentru tratarea concentratelor umede (8% umiditate) pînă la cupru anodic la o şarjă de 800 t/zi. Consumul de energie din tabelul 2 pentru diversele faze cuprinde necesarul total de energie pentru proces.

Tabelul 3

Temperatura de preincălzire, °C	O_2, Nm³	Îmbogăţire cu O_2, %	Comb. lich. pentru topire, kg/t conc.	Volumul de gaze evacuate Nm³	Aburi produşi, kg	Consum total de energie, kg/comb. lich.
25 aer	—	21	72	1 960	1 550	29,2
25 oxigen	125	35	15	845	820	31,2
200 aer	—	21	50	1 710	1 360	26,7
200 oxigen	100	31	15	940	900	29,0
400 aer (cu recuperator)	—	21	29	1 480	800	29,0

Aşa cum rezultă din tabelul 2, aburii recuperaţi complet compensează necesarul de energie electrică, aburi şi oxigen şi parţial necesarul de combustibil consumat în proces (surplusul de aburi este transformat în combustibil la un raport de transformare corespunzător celui necesar pentru producerea cantităţii echivalente de aburi supraîncălziţi într-un cazan cu aburi).

Necesarul net de energie pe tonă de concentrat pe zi la uzina Hariavalta este de 29 kg păcură, care este echivalent cu 280 kcal.

În tabelul 3 sînt prezentate date privind efectul temperaturii de preîncălzire a aerului tehnologic sau îmbogăţit în oxigen asupra consumului net de energie.

Din tabel rezultă că, cu cît temperatura de preîncălzire este mai coborîtă sau procentul de îmbogăţire în oxigen este mai mic, cu atît este mai mare cantitatea de combustibil pentru topire, respectiv cantitatea de gaze evacuate şi pierderile de căldură.

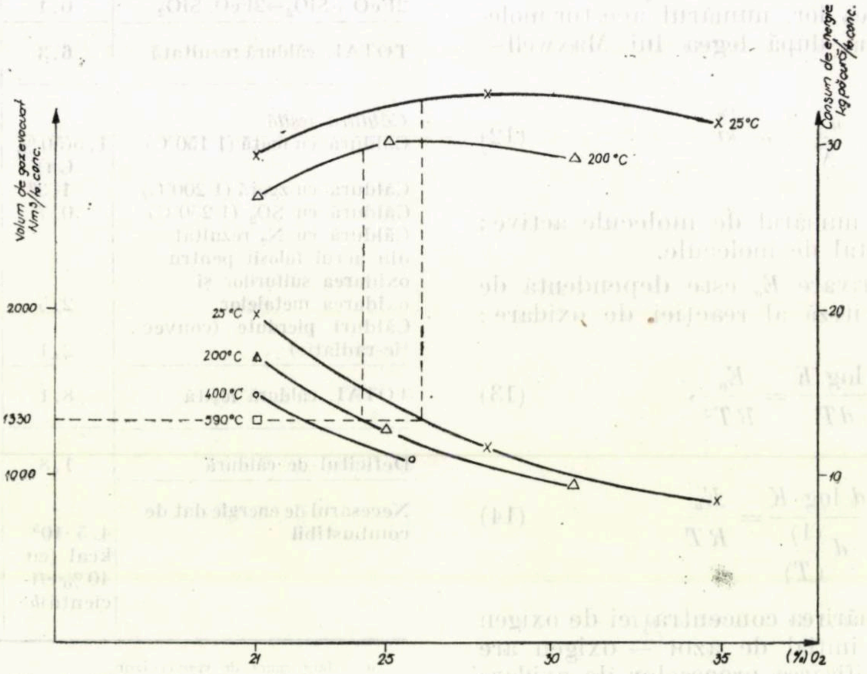


Fig. 1. Volumul de gaze evacuate şi consumul de energie la topitoria de cupru

Cifrele din tabel indică că o creştere a temperaturii de preîncălzire a aerului scade oarecum necesarul total net de energie la topire dacă eficienţa termică a preîncălzitorului de aer este corespunzătoare.

Utilizarea oxigenului nu conduce la o economisire mai mare de energie, *dar reduce consumul de combustibil* (tab. 1) şi *creşte mult capacitatea de topire*.

Diagrama din figura 1 prezintă efectul îmbogăţirii aerului tehnologic cu oxigen asupra volumului de gaze evacuate la diferite temperaturi de preîncălzire.

Capacitatea de topire a cuptorului este limitată de capacitatea cazanului recuperator, ceea ce înseamnă că temperatura aerului tehnologic şi procentajul de îmbogăţire cu oxigen nu se pot alege arbitrar.

Există un interval corespunzător fiecărei temperaturi de preîncălzire care, aşa cum se vede în figura 1, începe la limita capacităţii cazanului recuperator şi la un grad mărit de îmbogăţire cu oxigen şi se termină în aşa-numitul punct autogen, unde arderea în turnul de reacţie are loc fără combustibil suplimentar.

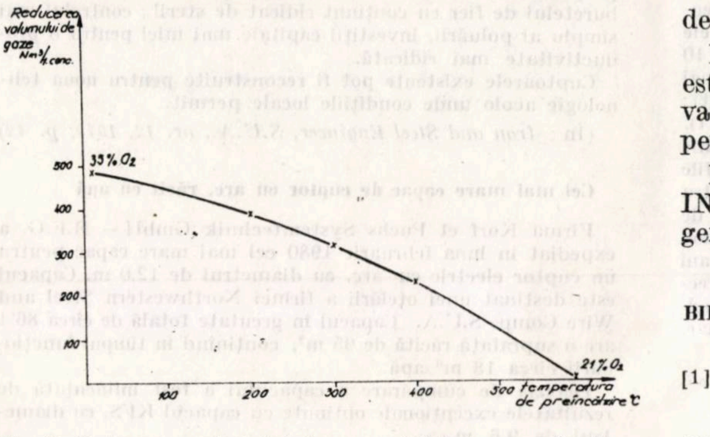


Fig. 2. Reducerea volumului de gaze utilizînd aer preîncălzit şi îmbogăţit în oxigen

La Hariavalta punctul autogen, în cazul utilizării aerului neîmbogăţit în oxigen, se atinge la 590°C, cu un debit de gaz corespunzător capacităţii cazanului.

Prin urmare, capacitatea cuptorului de topire în suspensie poate fi mărită fie ridicînd temperatura aerului tehnologic, fie ridicînd procentul de îmbogăţire în oxigen. De exemplu, aerul rece cu o îmbogăţire de 25% O_2 poate înlocui aerul normal preîncălzit la 400°C.

Figura 2 prezintă reducerea volumului de gaze rezultate în urma procesului de topire în suspensie în funcţie de gradul de îmbogăţire în oxigen şi temperatura de preîncălzire.

Caracterizarea topirii în suspensie cu aerul îmbogăţit în oxigen. Pe baza rezultatelor obţinute în practica industrială, utilizarea aerului îmbogăţit în oxigen conduce la mărirea capacităţii de topire a instalaţiei şi la însemnate economii de combustibil.

Scad pierderile de praf şi creşte conţinutul de SO_2 în gaze.

Procesul utilizînd aer îmbogăţit în oxigen este autogen numai în turnul de reacţie, în vatră fiind necesară folosirea combustibilului pentru compensarea pierderilor de căldură.

Procesul este autogen numai în condiţiile INCo (cu arzător orizontal) prin utilizarea oxigenului tehnic, ca agent de reacţie.

BIBLIOGRAFIE

[1] Oprea, Fl., *Procedee speciale în metalurgia metalelor neferoase*. Bucureşti, Editura tehnică, 1975.

[2] Worner, H.K. *Procedeul Worcra de topire continuă a metalelor*. În: Engineering and Mining Journal, nr. 5, 1967.

[3] Beregovschi, V. *Un nou procedeu de topire continuă a cuprului*. În: Ţvetnîe Metalli, nr. 6, 1970.

Ing. Al. Tenteş
Centrala de minereuri şi metalurgie neferoasă — Baia Mare

DOCUMENTARE

Proiecte ale siderurgiei bulgare

La Debelt, la Marea Neagră, Bulgaria a început construirea celei de-a treia uzine siderurgice, care va avea o capacitate de 4 mil. t de laminate pe an. Bulgaria va trebui să importe materiile prime; locul ales pentru construirea uzinei va permite folosirea transporturilor fluviale și maritime.

În prezent, cele două combinate bulgare în funcțiune trebuie să folosească numai transporturile feroviare, care sînt considerate prea costisitoare. Producția de oțel brut a Bulgariei în ultimii ani a fost de 2,5—3 mil.t/an.

(În : *Actualités industrielles lorraines, Franța, nr. 167, 1979, p. 37*)

Măsuri de restructurare la societatea Nippon Steel

În anul fiscal 1977—78, la Nippon Steel s-au turnat 31 655 000 t de oțel brut; totuși societatea declară că are o capacitate de producție de 51 mil. t, deci gradul de utilizare a capacității a fost de 62%. Mai mult, societatea Nippon Steel estimează că în viitorii trei ani producția sa nu va depăși nivelul actual; ipoteza cea mai optimistă nu depășește 36 mil. t. De aceea, societatea Nippon Steel, a preconizat măsuri de restructurare care constau, în principal, în concentrarea mai mare a producției în două dintre uzinele sale cele mai moderne și anume Kimitsu (capacitate teoretică : 10 mil. t/an) și Yawata-Tobata (9 mil. t); celelalte uzine mai importante sînt: Oita (8 mil. t); Nagoya (7,5 mil. t); Sakai (5 mil. t); Muroran (4,6 mil. t); Hirohita (4,5 mil. t). În plus vor fi scoase din funcțiune 6 linii de laminor, o linie de laminor pentru țagle, trei linii de laminor pentru profile mari, o linie de laminor pentru tablă groasă, o linie pentru sîrmă laminată. Aceste măsuri duc la renunțarea la 6 000 de lucrători. La sfîrșitul lui martie 1978, societatea Nippon Steel avea 76 034 lucrători, după ce în cursul celor doi ani precedenți și-a redus efectivul cu peste 2 700 persoane. Efectivul total de 76 034 persoane era alcătuit din 65 167 muncitori și 10 867 persoane angajate în serviciile administrative, tehnice, laboratoare.

(În : *Actualités industrielles lorraines, Franța, nr. 167, 1979, p. 34*)

Nippon Steel transformă convertizoare cu insuflare de oxigen în convertizoare LD-OB

Societatea Nippon Steel va modifica patru convertizoare cu insuflare de oxigen în convertizoare LD-OB; oxigenul se va introduce atît cu ajutorul lăncilor, cît și prin fund. Avantajele acestui procedeu față de procedeul LD constau într-o mai bună omogenizare a băii, o scoatere mărită, pierderi mici în elemente de aliere și conținuturi reduse de oxigen și azot în oțel.

În prima etapă se vor modifica un convertizor de 170 t și două convertizoare de 320 t la uzina Yawata și un convertizor de 340 t la uzina Oita.

(În : *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 7, 1980, p. 411*)

Firma Mannesmann Demag pune la punct un cuptor cu arc direct, cu evacuare prin fund

Firma Mannesmann a pus la punct un nou agregat de topire pentru oțel care combină avantajele energiei primare utilizate la elaborarea oțelului în cuptorul cu arc de înaltă putere răcit cu apă, utilizînd panourile Demag TW 2000, cu potențialele noii metode.

Cheia acestei reușite este reprezentată de turnarea prin fund, o nouă tehnologie utilizată și aplicată cu succes pe scară comercială, în colaborare cu firma Thyssen Edelstahlwerke.

Noul cuptor cu turnare prin fund a rezistat probelor peste așteptări. El reprezintă o soluție tehnică care elimină basculare a cuptorului și deschide perspectiva unor noi posibilități în producția de oțel.

Denumirea comercială a investiției este CPF (Combined Process Furnace). Elaborarea oțelului prin procedeul CPF este ideală în contextul actualei crize de energie. Cîteva din avantajele acestuia constau în perioada redusă de căldură, recuperarea energiei din apa de răcire, energia primară care a contribuit la topirea oțelului și volumele mai mari ale cuptorului.

Avantajele metalurgice importante sînt obținute în fabricarea oțelurilor de calitate și a oțelurilor speciale, deoarece absorbția elementelor nedorite din atmosferă la evacuarea cuptorului este definitiv redusă.

În plus, prețurile materialelor refractare sînt avantajoase datorită faptului că panourile cu țevi răcite cu apă (Demag TW 2000) pot înlocui cea mai mare parte din cărămizile de pe pereții laterali. Canalele de turnare căptușite cu materiale refractare nu sînt necesare, iar durabilitatea oalei este mărită.

Avantajele principale ale procedeului CPF sînt : cheltuieli mai mici de capital, prețuri reduse de funcționare și o tehnologie îmbunătățită, cu alte cuvinte o construcție mecanică mai simplă care nu necesită basculare; o topire mai rapidă utilizînd energia primară; micșorarea consumului total de energie; economisirea prețului electrodului; economisirea prețului materialelor refractare; prelucrarea economică a buretelui de fier cu conținut ridicat de steril; controlul mai simplu al poluării, investiții capitale mai mici pentru o productivitate mai ridicată.

Cuptoarele existente pot fi reconstruite pentru noua tehnologie acolo unde condițiile locale permit.

(În : *Iron and Steel Engineer, S.U.A., nr. 12, 1979, p. 42*)

Cel mai mare capac de cuptor cu arc, răcit cu apă

Firma Korf et Fuchs Systemtechnik GmbH — R.F.G. a expediat în luna februarie 1980 cel mai mare capac pentru un cuptor electric cu arc, cu diametrul de 12,0 m. Capacul este destinat unei oțelării a firmei Northwestern Steel and Wire Comp. S.U.A. Capacul în greutate totală de circa 86 t are o suprafață răcită de 95 m^2, conținînd în timpul funcționării circa 18 m^3 apă.

Decizia de cumpărare a capacului a fost influențată de rezultatele excepționale obținute cu capacul KFS, cu diametrul de 9,6 m.

Cuptorul electric cu arc echipat cu capacul răcit cu apă are un transformator de 130 MVA și electrozi de 700 mm diametru, cu diametrul cercului de 1,6 m. Durata unei șarje este de 3 și 4 h; consumul de curent este de 400 kWh/t oțel brut.

(În : *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 8, 1980, p. 456*)

Producția de oțel a Argentinei

Producția de oțel brut a Argentinei a ajuns în anul 1979 la 3,2 mil. t, ceea ce reprezintă o creștere de 14,8% față de anul 1978 și cea mai ridicată producție anuală înregistrată în zece ani. În conformitate cu datele furnizate de centrul industriei oțelului din țară, cifra de producție a fost atinsă numai cu un singur furnal în funcțiune. Producția oțelului laminat la cald și la rece a atins 2 945 mii t, ceea ce reprezintă o creștere de peste 15,9% față de anul 1978. Producția de fontă brută fabricată în timpul anului 1979 a fost de 1 137 mii t, ceea ce reprezintă o scădere a acesteia cu 20% față de perioada anterioară, iar cea a buretelui de fier a crescut cu 106,7%, ajungînd la 805 700 t.

(În : *Metallurgia, Anglia, nr. 3, 1980, p. 165*)

O nouă marcă de oțel la Societatea NKK

Societatea NKK Steel a pus la punct un oțel nemagnetic, cu conținut ridicat de mangan, un coeficient redus de dilatare termică și proprietăți bune de deformare. Conținutul de carbon este mai mic de 0,5%, iar cel de mangan este de 20—30%. Oțelul are o structură austenitică stabilă și deci valoarea dilatării termice este la fel de scăzută ca și în cazul oțelului carbon ; prelucrabilitatea și deformabilitatea sînt mult îmbunătățite. Sudabilitatea este excelentă, deoarece conținutul de carbon al zonei afectate de căldură este foarte redus, permeabilitatea magnetică rămîne stabilă, de aproximativ 1,0, chiar și la încovoiere ; de asemenea nu apar fisuri chiar dacă oțelul este supus unei puternice încovoieri.

(În : *Ironmaking and Steelmaking, Anglia, nr. 1, 1980,p.7*)

Noi dezvoltări ale industriei aluminiului în țările scandinave

Norvegia. Capacitatea de producție pentru aluminiu de primă fuziune a grupului ASV ar trebui să atingă circa 400 000 t/an în cursul celei de-a doua jumătăți a anilor 80. ASV contează pe modernizarea uzinei de la Höyanger și pe instalarea unor cuve de 220 000 A, avînd un consum de energie de 13,5 kWh/kg. Noua hală de electroliză, în fază de proiect, va avea o capacitate de producție de 45 000 t/an, care va mări capacitatea uzinei la 65 000 t/an în 1981. Astfel, cînd echipamentul actual va fi modernizat, uzina va avea o capacitate de 85 000 t/an.

Conform unui raport al Institutului Federal pentru comerț exterior de la Köln, Norvegia a produs în 1978 680 000t aluminiu (3,5 % mai mult decît în 1977) și 104 000 t produse finite.

Livrările (în afara importului) pe piața internă (45 000 t) s-au repartizat astfel în 1978 : transporturi — 8 000 t ; construcții— 6 000 t ; energie, electricitate — 19 000 t ; ambalaje— 6 000 t.

Suedia. Societatea Svenkst Stal A.G. va da în exploatare, în toamna anului 1980, o linie de producție de table din oțel acoperite cu un strat de aluminiu-zinc. Aluzinc este un material compus dintr-un strat de aliaj de aluminiu (55 %), de zinc (43,4 %) și de siliciu (1,6 %). Acest strat de protecție ar rezista de 2— 4 ori mai mult la coroziune decît cel obținut prin procedeul clasic de zincare la cald. Capacitatea de producție a acestor table „aluzinc" este prevăzută la 190 000t/an.

(În : *Revue de l'Aluminium, Franța, nr. 491, ian., 1980, p. 14*)

Noi proiecte ale industriei australiene a aluminiului

Alcoa of Australia intenționează să finanțeze, în parte, prin două împrumuturi totalizînd 510 mil. dol. S.U.A., programul de dezvoltare a societății, care cuprinde :

— construirea unei noi uzine de aluminiu la Wagerup (590 000 t/an în 1983) ;

— amplasarea unei uzine de aluminiu la Portland (120 000 t/an în 1983) ;

— extinderea uzinei de electroliză existentă la Point-Henry (+57 000 t/an în 1981).

Construirea uzinei de alumină Worsley Bauxite Alumina Project (denumire provizorie) ar trebui să demareze la începutul anului 1980. Uzina de alumină cu o capacitate de 1 Mt/an ar trebui să funcționeze la capacitate completă în 1984. Costul investiției se ridică la 1 mld. $.

Producția de alumină a noii întreprinderi va fi repartizată după rata participaților la proiect. Astfel, grupul japonez Kobe Alumina Associates (Australia) va avea drept la 100 000 t și este posibil ca acest grup să ceară unui producător australian de aluminiu să convertească partea sa de alumină în aluminiu, pe care îl va importa.

(În : *Revue de l'Aluminium, Franța, nr. 491, ian., 1980, p. 16*)

Prima expoziție de întreținere la Düsseldorf

Între 19 și 21 mai 1980 a avut loc la Düsseldorf prima expoziție de întreținere, inspecție și reparații. Organizatorii acestei expoziții au fost editura „Moderne Industrie" din München, revista „Instandhaltung" și societatea NOWEA din Düsseldorf. În cadrul expoziției s-au întîlnit expozanți și vizitatori din domeniile proiectării, întreținerii, reparațiilor, prestăriilor de servicii etc.

(În : *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 7, 1980, p. 412*)

* * *

REVISTA REVISTELOR

Koks-Smola-Gaz, Polonia, nr. 1, 1980

Proprietățile și structura cărbunelui ortococsificabil din Bazinul carbonifer de la Rybnik, p. 1 — *Proprietățile reologice ale gudroanelor de lemn și de cărbune în calitate de componenți ai lianților pentru obținerea cărbunilor activi,* p. 6 — *Utilitatea filtrelor și centrifugelor pentru obținerea gudroanelor din impurități solide P.I,* p. 9 — *Caracteristicile componenților apelor reziduale de la procesul de lichefiere a cărbunelui,* p. 13 — *Alegerea substanțelor de testare pentru determinarea proprietăților sorbenților de vapori organici,* p. 18.

Hutnik, Polonia, nr. 3, 1980

Cercetări privind rafinarea cu argon a oțelului lichid, p. 91 — *Acțiunea oțelului lichid asupra materialului refractar al creuzetului în cuptorul de inducție cu vid,* p. 97 — *Îmbunătățirea calității și a metodelor de control pentru electrozii grafitați* p. 104 — *Compararea rezultatelor determinării Fe, Mn, Ca în aglomerate și în zgurele de furnal cu ajutorul metodelor de analiză prin roentgenofluorescență a energiei și dispersiei undelor,* p. 108 — *Răcirea prin evaporare a furnalelor la combinatele siderurgice,* p. 112 — *Influența temperaturii inițiale a fierului vechi asupra parametrilor caracteristici ai procesului de convertizor,* p. 118 — *Piața mondială de minereu de fier,* p. 122.

Wiadomosci Hutnicze, Polonia, nr. 3, 1980

Desulfurarea fontei în afara furnalului, p. 65 — *Influența sulfului asupra proprietăților oțelului,* p. 70 — *Influența deformării plastice și a tratamentului termic asupra creșterii austenitei în oțelul 18172M4WA,* p. 74 — *Îmbunătățirea rezistenței îmbinărilor de cupru MIE sudate prin presare,* p. 82 — *Standarde poloneze din domeniul siderurgiei,* p. 91.

Koks i himiia, U.R.S.S., nr. 4, 1980

Hidrocicloane pentru deșlamarea cărbunelui mărunt, p. 12 — *Modelarea matematică a proceselor de transmitere a căldurii în cuptoarele de cocsificare,* p. 16 — *Noi criterii de apreciere a cocsului metalurgic,* p. 20 — *Aprecierea calității cocsului după coeficientul permeabilității la gaze al masei de încărcare a cocsului,* p. 24 — *Obținerea gazului reducător prin gazificarea prafului de antracit,* p. 26 — *Experiența de exploatare a vagoanelor de încărcare a cărbunilor cu comandă program,* p. 44 — *Analiza modificării indicatorului rentabilității în industria cocsochimică,* p. 46 — *Progresul tehnico-economic la Uzina de fenol,* p. 48 — *Epurarea apelor reziduale prin utilizarea sulfatului de fier,* p. 50 — *Experiența reparării căptușelii bateriilor de cocsificare de la Combinatul metalurgic din Orsko-Halilovsk,* p. 51.

Metallurg, U.R.S.S., nr. 4, 1980

Anomalia magnetică din Kursk, p. 5 — *Legăturile metalurgiștilor țărilor membre ale C.A.E.R.,* p. 7 — *Sarcinile siderurgiei Ucrainei în anul 1980,* p. 10 — *Influența preîncălzirii cu aburi a încărcăturii, asupra indicatorilor procesului de aglomerare,* p. 15 — *Influența intensității răcirii etalajelor asupra funcționării furnalului,* p. 16 — *Pro-*

ducția industrială a fontei de furnal cu un conținut foarte scăzut de sulf, p. 19 — *Dezvoltarea procedeelor de afinare a oțelului în afara cuptorului*, p. 25 — *Producția oțelurilor pentru rulmenți la uzina Dneprospețstal*, p. 27 — *Îmbunătățirea calității oțelului grafitizat EI 336*, p. 29 — *Perfecționarea organizării producției la ajutajul laminorului 450*, p. 36 — *Asimilarea tipurilor economice de tablă striată pentru construcția de mașini*, p. 38 — *Calibrarea oblică a rulourilor la îndreptarea profilelor speciale*, p. 39 — *Asimilarea producției de țevi laminate la rece pentru instalațiile de aspersiune „Fregat"*, p. 40 — *Sistemul de ungere a cilindrilor liniei de laminare la cald a benzilor*, p. 41 — *Creșterea eficienței utilizării și planificării fondurilor de bază — sarcina cea mai importantă a dezvoltării economice a centrului industrial de la Magnitogorsk*, p. 45 — *Creșterea eficienței funcționării desprăfuitoarelor turbulente*, p. 46 — *Factori de producție dăunători*, p. 47.

Stal, U.R.S.S., nr. 4, 1980

Plan complex de economisire a metalelor feroase, p. 262 — *Rezerve de mărire a producției de fontă la uzinele din Ucraina*, p. 265 — *Schimbarea presiunii materialelor în cuva furnalului*, p. 268 — *Creșterea duratei de funcționare a roților pentru lanț ale concasoarelor de aglomerat*, p. 273 — *Soluții tehnice moderne pentru secțiile de turnare continuă a oțelului și de finisare a sleburilor turnate continuu, în oțelăriile LD*, p. 274 — *Asimilarea producției de sleburi turnate continuu din oțel 90G2FB, la uzina metalurgică din Novolipețk*, p. 277 — *Asimilarea mașinilor de tunare continuă a semifabricatelor în secția de convertizoare a uzinei Azovstal*, p. 279— *Îmbunătățirea calității oțelului pentru tablă groasă cu un conținut de aluminiu de minimum 0,01% turnat continuu*, p. 281 — *Regim tranzitoriu de răcire secundară a semifabricatelor turnate continuu în condiții nestaționare de turnare*, p. 283 — *Formarea automată și tipărirea documentației de calcul referitoare la procedeul de turnare continuă a semifabricatelor*, p. 286 — *Îmbunătățirea calității lingourilor mari turnate pe mașinile de turnare continuă a semifabricatelor prin barbotare cu argon*, p. 288 — *Procese hidrodinamice la turnarea continuă a oțelului* p. 289 — *Utilizarea amestecului care formează zgură pentru îmbunătățirea calității metalului turnat continuu*, p. 291— *Solidificarea semifabricatelor turnate continuu, cu secțiune pătrată*, p. 292 — *Sistem automat de comandă a blocului de cuptoare pentru feroaliaje, cu utilizarea calculatorului electronic*, p. 295 — *Factori care influențează formarea lățimii benzii, în grupa continuă a laminorului de bandă lată*, p. 298 — *Creșterea rezistenței constructive a benzii laminate calibrate din oțel cu conținut mediu de carbon*, p. 301— *Elaborarea tehnologiei optime de revenire a cilindrilor supracăliți*, p. 304 — *Creșterea productivității liniilor de laminare periodică la rece a țevilor*, p. 306 — *Dezvoltarea liniilor de laminare la rece a țevilor*, p. 308 — *Căi de intensificare a procesului de laminare la rece a țevilor*, p. 311 — *Creșterea eficienței procedeului de laminare la rece a țevilor*, p. 313— *Asimilarea liniei de laminare la rece HPT 450 pentru țevi*, p. 315 — *Un nou mecanism rapid de alimentare și rotație a liniilor de laminare la rece a țevilor*, p. 317 — *Influența parametrilor laminării asupra ondulării țevilor pentru rulmenți, laminate la rece*, p. 319 — *Creșterea productivității liniilor de laminare la rece a țevilor*, p. 321 — *Indicator îmbunătățit al mărcii de oțel*, p. 322 — *Elaborarea oțelului calibrat pentru rulmenți, cu diametrul de 12— 25 mm, în colaci, cu suprafața fosfatată*, p. 323 — *Fabricarea oțelurilor pentru rulmenți, cu diametru mare, în colaci*, p. 325 — *Noul oțel 09G2FB cu conținut mic de perlită pentru conductele magistrale cu diametrul de 1 420 mm*, p. 327 — *Probleme ale producției de laminate cromate*, p. 330 — *Perfecționarea regimurilor de încălzire a oțelului rezistent la coroziune*, p. 333— *Simpozionul sovieto-francez privind oțelurile speciale*, p.334 — *Perfecționarea legăturilor economice dintre întreprinderi, în condițiile jetului de metal cald*, p. 336 — *Rezervele creșterii productivității muncii în producția de furnal*, p. 338 — *Experiența de exploatare a cuptorului continuu cu încălzirea bolții, de la laminorul de 1700*, p. 340 — *Studierea industrială a țevilor de radiație, în formă de U*, p. 345 — *Perfecționarea procedeelor de încălzire și de răcire a metalului în producția de laminate*, p. 347 — *Alegerea tipului de motor pentru compresoarele cu aer ale stațiilor de oxigen*, p. 348— *Simpozion privind utilizarea buretelui de fier în siderurgie*, p. 351.

BTF Bollettino Tecnico Finsider, Italia, nr. 384, ian-febr., 1980

Noul laminor pentru țevi fără sudură de diametru mediu de la Dalmine, p. 3 — *Procesul TREST în fabricarea unui rotor de înaltă presiune din oțel cu Cr—Mo— V*, p. 30 — *Benzi la cald cu limită înaltă de elasticitate și grosime redusă*, p. 37 — *Tehnologii avansate, însă fără noutăți revoluționare în perspectivă*, p.45

Aciers spéciaux, Franța, nr. 49, febr. 1980

Proprietăți și utilizări ale sîrmelor din oțel inoxidabil trefilate, p. 3 — *Finisarea barelor din oțeluri pentru construcții mecanice în funcție de procedeele de prelucrare ulterioară*, p. 11 — *Dezvoltări recente ale oțelurilor inoxidabile sub formă de table subțiri pentru transporturi, echipamente casnice și alimentare. Principalele proprietăți de utilizare a tablelor din oțelurile inoxidabile* (*p. I*), p. 22.

Metallurgia, Anglia, nr. 2, 1980

Mașini de turnare continuă pentru aliaje pe bază de cupru, p. 68 — *Instalația de turnare continuă contribuie la mărirea producției la societatea Peglers Ltd.*, p. 76 — *Turnarea continuă orizontală a oțelului*, p. 80,

Metallurgia, Anglia, nr. 3, 1980

Utilizarea laserelor la tratamentul suprafeței metalului, p. 109 — *Progresele înregistrate la cuptoarele cu vid*, p. 119— *Tehnologia cuptoarelor cu vid : aplicații mai noi și influența lor asupra proiectării acestora*, p. 129 — *Austempering — un procedeu vechi cu un potențial nou*, p. 136 — *Călirea pieselor mari*, p. 141 — *Modernizarea instalației pentru tratament la cald de la societatea Brockhouse Chatwin Precision Ltd. mărește capacitatea și îmbunătățește calitatea*, p. 144— *Noua instalație de cementare de la uzina Basingstoke a societății Eaton*, p. 145.

Iron and Steel Engineer, S.U.A., nr. 12, 1979

Amplasarea trenului degrosisor al unui laminor pentru bandă la cald și alegerea puterii, p. 25 — *Recuperarea căldurii prin jetul gazelor arse de la cuptorul laminorului de benzi*, p. 32 — *Uzina pieții de desfacere propusă pentru anii 80*, p. 38 — *Capacitatea mare de topire a deșeurilor de metal utilizată la elaborarea oțelului prin insuflare de oxigen — Noul procedeu OMB-S*, p. 43 — *Procedeul Unikote și produsele rezultate în urma utilizării sale*, p. 48 — *Valve de mare rezistență pentru furnale și cauperele cu o temperatură înaltă*, p. 52 — *Societatea Carpenter Technology Corp. utilizează o nouă mașină de turnare continuă*, p. 62 — *Societatea Morgan va moderniza laminorul pentru sîrmă al companiei Atlantic Steel*, p. 63 — *Programul de extindere de 100 mil. al societății Allegheny Ludlum a urmărit reducerea prețului*, p. 65 — *Societatea Sandik construiește o linie modernă de durificare a benzii*, p. 69 — *Dispozitiv de răcire a sleburilor prin scufundare la compania Great Lakes Steel*, p. 71 — *Compania Ford își extinde mineralierul cu 120 ft*, p. 74 — *Conferința cu privire la laminoare AISE 1980*, p. 77.

Neue Hütte, R.D.G., nr. 4, apr., 1980

Fabricarea benzilor prin compactarea pulberilor metalice, p. 121 — *Bazele protecției antiexplozive la tratamentul termic al metalelor în gaze protectoare*, p. 126 — *Metodă de control al grosimii zonei de îmbinare la carbonitrurarea în domeniul temperaturilor joase*, p. 129 — *Este soluționat controlul nedistructiv al adîncimii de nitrurare?* p. 134 — *Zona de întindere ,un criteriu microfractografic pentru comportarea elastoplastică la rupere*, p. 137 — *Metodă simplificată de calculare a tensiunilor interne în țevi*, p. 138 — *Microanaliză cantitativă cu fascicul de electroni, cu aplicarea unui sistem de comandă a procesului și unui microcalculator*, p. 141 — *Influența adaosurilor de itriu asupra proprietăților platinei*, p. 145 — A 3-a *Sesiune de specialitate privind protecția împotriva focului și exploziilor*, p. 152.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 6, 1980

Asigurarea alimentării cu energie a industriei siderurgice și protecția mediului, p. 245 — *Căile de diminuare a necesarului energetic al industriei siderurgice* *şi pentru acoperirea acestui necesar*, p. 246— *Utilizarea multivalentă a energiei pentru asigurarea alimentării cu energie a combinatelor siderurgice integrate*, p. 253—Protecţia mediului în industria siderurgică — rezultate şi cheltuieli, p. 260 — Scăderea sarcinilor de vîrf la un laminor de ţevi, p. 270.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 7, 1980

Stadiul dezvoltării proceselor de gazificare a cărbunilor, p. 355 — *Potenţiale de utilizare a gazului reducător şi a gazului combustibil de la gazificarea cărbunilor în industria siderurgică*, p. 358 — *Stadiul dezvoltării procedeelor de gazificare a cărbunilor pe plan mondial*, p. 363 — *Dezvoltarea procedeului Lurgi de gazificare sub presiune*, p. 371 — *Stadiul dezvoltării procedeului HTW de gazificare a cărbunilor*, p. 376 — *Posibilităţile de aplicare a procedeului Shell-Koppers în industria siderurgică*, p. 380 — *Procedeul de gazificare a cărbunilor Saarberg/Otto*, p. 383 — *Stadiul gazificării cărbunilor prin procedeul Texaco în varianta Ruhrchemie/Ruhrkohle*, p. 388— *Pelete de minereu de fier pentru reducerea directă*, p. 393.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 8, 1980

Aplicarea metodelor moderne de control în uzinele siderurgice (II), p. 425 — *Îmbunătăţirea funcţionării cajei reversibile la un laminor de bandă lată la cald*, p. 425 — *Controlul tensiunilor minime la un laminor continuu universal de profile*, p. 431 — *Reglarea cadenţei de lucru la o linie de foarfece — Supravegherea continuă a controlului şi reglării trenului finisor al unui laminor de bandă lată la cald, în scopul analizării deranjamentelor*, p. 439 — *Controlul consumului de energie electrică*, p. 447.

Giesserei, R.F.G., nr. 8, 1980

Criteriile planificării turnătoriilor în ţările în curs de dezvoltare, p. 195 — *Pelete de minereu de fier cu conţinut de carbon ca încărcătură pentru cubilouri*, p. 200 — *Un nou material de formare pe bază de grafit pentru turnarea metalelor neferoase*, p. 217 — *Turnarea în forme din cauciuc siliconic*, p. 223 — *Sinteză bibliografică anuală privind amestecurile de formare*, p. 228.

La Fonderia Italiana, Italia, nr. 10, 1979

Al 46-lea Congres internaţional de turnătorie, p. 257 — *Oţelul ASTM A 217 grad CA—15 modificat cu 1% Ni (Terni FM1M) în fabricarea pieselor turnate de calitate. Aspecte metalurgice şi probleme de fabricaţie*, p. 259 — *Fontă nodulară călită izotermic*, p. 265 — *Recomandări pentru economisirea energiei în turnătoria de fontă*, p. 271 — *Note privind turnarea aliajelor de zinc*, p. 274— *Cele mai recente îmbunătăţiri calitative realizate în fabricarea pieselor turnate din aliaje de zinc*, p. 280 — *Defecte ale pieselor finite din aliaje de zinc. Cauze şi remedii*, p. 278.

La Fonderia Italiana, Italia, nr. 11, 1979

Afinarea în afara cuptorului a fontei la uzina Italsider din Trieste, p. 291 — *Producţia de piese turnate sub presiune cu pereţi subţiri din aliaj secundar*, p. 299 — *Previziuni privind utilizarea aliajelor uşoare pentru piese de automobil în anii 80*, p. 302 — *Tratamentul termic al fontelor cenuşii şi aliate (P.a. III-a)*, p. 307.

La Fonderia Italiana, Italia, nr. 12, 1979

Tehnici de turnătorie pentru piesele turnate din bronz, p. 321 — *Tehnologii moderne de topire pentru o mai bună utilizare a energiei*, p. 331 — *Cele opt surprize ale poluării*, p. 339.

La Fonderia Italiana, Italia, nr. 1, 1980

Silicaţii, p. 2 — *Procedeul „no-boke" cu priză rapidă*, p. 7 — *Procedeele „no-boke" la rece, fără coacere, gazare şi de lungă durată*, p. 9 — *Procedeul „hot-box"*, p. 11 — *Procedeul termoşoc*, p. 14— *Rezistenţa la coroziune a fontei cenuşii cu grafit lamelar*, p. 16 — *Aliaje pentru turnare centrifugă în forme de cauciuc*, p. 25.

Fonderie, Franţa, nr. 393, nov., 1979

Economiile de materii prime şi recuperarea metalelor : Fierul vechi, p. 315 — *Reciclarea fierului vechi*, p. 319 — *Controlul pieselor turnate din oţel. Influenţa diverşilor parametri asupra evidenţei defectelor reale*, p. 325 — *Rezistenţa fontelor la acid sulfuric concentrat*, p. 339.

Fonderie, Franţa, nr. 394, dec., 1979

Combaterea prafului şi a zgomotului în turnătorie, p. 357 — *Utilizarea amestecurilor gazoase aer/CO_2/SF_6 pentru îmbunătăţirea protecţiei magneziului lichid*, p. 369 — *Faza sigma în oţelurile inoxidabile austenito-feritice turnate conţinînd molibden*, p. 375.

Fonderie, Franţa, nr. 395, ian., 1980

Influenţa adaosurilor de inoculare Si—Ca şi Fe—Si asupra structurii primare şi grafitizării fontelor maleabile cu inimă neagră, p. 3 — *Evaluarea prin control nedistructiv a gradului de nodulitate a fontelor cu grafit globular*, p. 17 — *Prelucrarea prin electroeroziune a formelor de turnare sub presiune*, p. 41 — *Al 46-lea Congres internaţional de turnătorie de la Madrid*, p. 45.

Fonderie, Franţa, nr. 396, febr., 1980

Recuperarea căldurii şi îmbunătăţirea ambianţei de lucru în turnătoria de oţel. Aplicarea la combaterea prafului într-un atelier de debavurare, p. 57 — *Recoacerea mai economică a fontelor maleabile*, p. 65 — *Principalele tendinţe ale metalurgiei fontelor cenuşii şi cu grafit nodular conform documentaţiei 1976—1979*, p. 71.

Przeglad Odlewnictwa, Polonia, nr. 1, 1980

Turnătoria poloneză în 1979, p. 2 — *Analiza termică şi diferenţiată a solidificării şi cristalizării fontei*, p. 7 — *Cinetica transformării eutectice în fonta cenuşie cu grafit lamelar*, p. 11 — *Dependenţa între parametrii structurii şi rezistenţa fontei*, p. 15 — *Cercetarea tribologică a fontei cenuşii*, p. 20 — *Metodă precisă şi exactă de analiză chimică a fontei prin absorbţie atomică*, p. 21 — *Pierderi irecuperabile la turnătoriile mici de fontă*, p. 23 — *Amestecuri de formare. Realizări ale anului 1976*, p. 25.

Przeglad Odlewnictwa, Polonia, nr. 2, 1980

Determinarea proprietăţilor mecanice ale fontei pe baza analizei termice şi diferenţiate a procesului de cristalizare, p. 29— *Influenţa tratamentului termic asupra proprietăţilor mecanice ale aliajului AK9 modificat cu stronţiu*, p. 32 — *Modificarea complexă a bronzului B 476*, p. 35 — *Posibilitatea uscării formelor din amestec de formare de conductibilitate electrică*, p. 37 — *O nouă metodă de cercetare a cineticii formării retasurilor la piesele turnate*, p. 39 — *Fiabilitatea liniei de formare la amestecurile cu autoîntărire*, p. 41 — *Al 46-lea Congres internaţional de turnătorie de la Madrid*, p. 43— *Problematica congresului Disamatic*, p. 46 — *Turnătoria de oţel. Realizările anului 1978*, p. 53.

Revue de l'Aluminium, Franţa, nr. 491, ian., 1980

Industria şi pieţele aluminiului în 1979, p. 1 — *Rhénalu, departament al Cégédur Pechiney*, p. 17 — *O noutate în tratamentul bauxitelor, epurarea cu bariu*, p. 25 — *India intenţionează să construiască un combinat de bauxită-alumină-aluminiu în statul Orissa*, p. 28— *„Avel Eussa", instalaţia eoliană de la Onessant cuplată la reţeaua naţională de electricitate a Franţei*, p. 29 — *Aluminiul turnat la a IX-a ediţie MIDEST*, p. 36 — *Studierea mecanismului coroziunii în straturi la aliajul de aluminiu 7020*, p. 41.

Ogneupori, U.R.S.S., nr. 4, 1980

Organizarea ştiinţifică a muncii în industria de refractare, p. 27 — *Căile de creştere a productivităţii muncii în industria de refractare*, p. 30 — *Calculul consumului de energie al întreprinderilor de refractare*, p. 33 — *Fabricarea produselor corindoninice uşoare, prin procedeul presării semiuscate*, p. 35 — *Regim semiautomat de funcţionare al preselor cu fricţiune 4 KF—200*, p. 39 — *Cauzele principale de uzare a refractarelor cuvei furnalului şi căile de creştere a rezistenţei acestora*, p. 41 — *Ţevi refractare pentru protejarea jetului de metal care se scurge din oala de turnare a oţelului, în timpul turnării oţelului pe maşinile de turnare continuă*, p. 46 — *Repararea căptuşelilor refractare ale maşinilor pentru recoacerea peletelor prin torcretare*, p. 49 — *Studierea materialului fibros din silicat de aluminiu*, p. 52 — *Studierea fluajului ceramicii de construcţii, cu zirconiu, la temperaturi înalte*, p. 56 — *Studierea coroziunii provocate de zgură a maselor ştampate silicioase*, p. 59.

Stal, U.R.S.S., nr. 2, 1980

Măsuri de automatizare a producţiei de furnal la uzina Azovstal, p. 84 — *Analiza vitezei de coborîre a încărcăturii în cuva furnalului*, p. 86 — *Asigurarea metrologică a şarjei furnalului*, p. 88 — *Controlul automat, radioizotopic al nivelului apei în scruberele cu presiune ridicată*, p. 93 — *Prognozarea desfăşurării procesului de convertizor cu oxigen în sistemul automat de comandă a şarjei*, p. 96 — *Comanda turnării oţelului pe maşinile curbilinii de turnare a semifabricatelor, prin utilizarea unor noi mijloace şi sisteme de automatizare a regimului de răcire secundară*, p. 99 — *Determinarea continuă a oxidabilităţii oţelului în cuptorul Martin*, p. 101 — *Măsurarea continuă a temperaturii oţelului în cuptoarele Martin*, p. 103 — *Radiotelecomanda registrelor cuptoarelor Martin*, p. 104 — *Experienţa de exploatare a sistemelor de comandă automată a procesului de retopire electrică sub zgură*, p. 109 — *Termometre termoelectrice de mare precizie cu blocuri de schimb*, p. 111 — *Automatizarea regimului de coacere şi a ridicării şi coborîrii electrozilor pentru cuptoarele electrice de elaborare a feroaliajelor*, p. 112 — *Sisteme automate de televiziune pentru determinarea fără control a dimensiunilor secţiunii laminatului şi a ţevilor în fluxul tehnologic*, p. 115 — *Experienţa de exploatare a sistemelor de reglare automată a întinderii benzii pe laminorul 1680 de la uzina Zaporojstal*, p. 117 — *Sistem de informare şi comandă pentru alimentarea automată a laminorului de profile mijlocii cu semifabricate de la cuptoare*, p. 120 — *Studierea eficienţei comenzii automatizate a marcării laminorului la laminoarele continue de profile uşoare*, p. 122 — *Comanda automată a regimului de viteză a grupei de caje de la laminorul continuu la determinarea indirectă a perturbaţiei*, p. 124 — *Automatizarea proceselor tehnologice de fabricare a ţevilor*, p. 127 — *Comanda automată a dispozitivului excentric de presare, la subţierea capetelor ţevilor în laminorul continuu*, p. 131 — *Proces automatizat de legare şi transport al sîrmei finite*, p. 140 — *Elaborarea tehnologiei industriale de producţie şi cercetarea calităţii şinelor de cale ferată din oţel de convertizor cu oxigen*, p. 142 — *Metodă statistică de control şi reglare a proceselor tehnologice*, p. 145 — *Subsistemul de prognozare a dezvoltării ramurii în cadrul sistemului automatizat de calcule planificate „Siderurgia"*, p. 148 — *Reglarea automată a regimului termic al cuptoarelor-turn pentru recoacerea continuă a tablei*, p. 151 — *Comanda regimului de temperatură a cuptorului cu trecere continuă, în cazul unei sarcini termice limitate*, p. 153 — *Comanda arderii combustibilului în cuptoarele cu ardere continuă, încălzite cu gaze naturale*, p. 156.

Stal, U.R.S.S., nr. 3, 1980

Orientări termotehnice de îmbunătăţire a indicatorilor tehnico-economici de lucru ai fabricilor de aglomerare, p. 165 — *Metodica de calcul şi determinarea nivelurilor economice avantajoase ale parametrilor insuflării combinate de temperatură înaltă*, p. 169 — *Metodă de apreciere a stării termice a creuzetului furnalului şi aplicarea ei la analiza cauzelor arderii gurilor de vînt*, p. 174 — *Granularea zgurei şi a fontei în afara furnalului*, p. 178 — *Modelarea aerodinamică a conveioarelor moderne de mare putere, pentru prăjirea peletelor de minereu de fier*, p. 180 — *Alegerea schemelor termice şi a regimurilor de prăjire a peletelor din concentrate cu diverse proprietăţi*, p. 183 — *Regim intensificat de suflare, la elaborarea oţelurilor cu conţinut mic de carbon, în convertizoarele de la uzina metalurgică din Celiabinsk*, p. 185 — *Turnarea oţelului şi solidificarea lingoului în lucrările Institutului unional de cercetări ştiinţifice de termotehnică metalurgică*, p. 186 — *Caracteristicile termotehnice de lucru ale cuptoarelor tandem*, p. 189 — *Creşterea calităţii semifabricatului turnat continuu prin amestecarea oţelului în cristalizor*, p. 191 — *Îmbunătăţirea calităţii semifabricatelor turnate semicontinuu, ca urmare a perfecţionării sistemului de răcire secundară*, p. 193 — *Creşterea calităţii lingourilor din oţel pentru şine*, p. 196 — *Utilizarea amestecurilor lichide cu autoîntărire la fabricarea lingotierelor. Reducerea cheltuielilor materiale la elaborarea oţelului electric*, p. 198 — *Utilizarea reactivilor sub formă de praf pentru creşterea calităţii oţelului electric şi a intensificării elaborării*, p. 200 — *Aprecierea stării termice optime a lingourilor la sfîrşitul încălzirii, după condiţiile de lucru ale blumingului*, p. 204 — *Formarea unei acoperiri fine de zinc pe banda de oţel prin „lamă de aer"*, p. 207 — *Asimilarea laminării controlate a platbenzii pentru conductele de gaze la laminorul 3600 al uzinei Azovstal*, p. 209 — *Studierea şi asimilarea tablei economice striate din oţel*, p. 211 — *Dispozitiv de prindere, fără şoc, a benzii la cajele grupului finisor al laminorului*, p. 213 — *Analiza regimurilor rapide de înfăşurare a benzii în rulou*, p. 214 — *Sistemul de lubrifiere a cilindrilor laminorului de profile grele*, p. 217 — *Sistem automatizat de proiectare tehnologică a secţiilor de ţevi deformate la rece*, p. 219 — *Agregate de zincare electrolitică a mănunchiurilor de ţevi sudate de diametru mic*, p. 221 — *Creşterea calităţii îndreptării ţevilor dreptunghiulare şi pătrate*, p. 222 — *Influenţa ultrasunetelor asupra trefilării sîrmei, în regim de frecare hidrodinamică*, p. 225 — *Ecruisarea optimă a metalului în capetele elementelor de asamblare*, p. 228 — *Agregat de călire-revenire pentru tratamentul termic al şaibelor elastice*, p. 229 — *Perfecţionarea tehnologiei de fabricaţie a tablelor bimetal*, p. 230 — *Tratamentul termic al benzii universale pentru lonjeroanele de automobil*, p. 231 — *Studierea procesului de îmbătrînire naturală a oţelului 08KP laminat la cald pentru ambutisarea adîncă*, p. 234 — *Încălzirea prin curenţi de inducţie a stivelor de colaci de sîrmă cu gabarit mare*, p. 236 — *Tendinţele de modificare a echipamentului tehnic şi rezervele de creştere a productivităţii muncii*, p. 238 — *Perfecţionarea asigurării metodologice a producţiei metalurgice*, p. 242 — *Creşterea economicităţii încălzirii lingourilor în cuptoarele adînci*, p. 245 — *Experienţa asimilării încălzirii prin boltă a cuptoarelor mari de încălzire ale secţiilor de laminare*, p. 247 — *Sistem de control al regimului de gaze la cuptoarele cu trecere continuă şi atmosferă de protecţie*, p. 249 — *Perfecţionarea aprinderii gazului natural în ţevile metalice de radiaţie, în formă de U*, p. 252 — *Uzarea blocurilor de arzătoare pentru camerele de încălzire ale agregatelor de zincare*, p. 253 — *Reconstrucţia canalelor de evacuare a gazelor de convertizor la Combinatul metalurgic din Nijnii Taghil*, p. 255.

Metallurg, U.R.S.S., nr. 2, 1980

Reconstrucţia sistemelor de încărcare a maşinii de aglomerare, p. 10 — *Mijloace de protecţie a gurilor de încărcare a furnalelor şi eficienţa lor*, p. 13 — *Controlul automat al poziţiei pistonului maşinii electrice de astupat guri de scurgere, la închiderea gurii de evacuare a fontei din furnal*, p. 15 — *Staţia de experimentare a materiei prime pentru uzina din Cerepoveţ*, p. 16 — *Dezoxidarea oţelului carbon pentru ţevi*, p. 20 — *Turnarea cu viteză mărită a oţelului St3c pentru tablă groasă*, p. 22 — *Creşterea securităţii muncii în halele secţiilor de cuptoare Martin*, p. 24 — *Calibrarea cilindrilor pentru producerea profilelor îndoite la rece, semiînchise, cu goluri interioare*, p. 29 — *Îmbunătăţirea calităţii profilelor economice pentru construcţia de maşini agricole*, p. 30 — *Dispozitiv pentru desenarea semiautomată a profilului vizat al cilindrilor uzaţi, pentru laminarea tablei*, p. 32 — *Frînarea cu condensatori a motoarelor electrice asincrone ale mecanismelor de laminare*, p. 32 — *Laminarea ţevilor din semifabricate de mare diametru la linia 140*, p. 36.

Metallurg, U.R.S.S., nr. 3, 1980

Căile de îmbunătăţire a calităţii fontei la uzina Zaporojstal, p. 16 — *Masa refractară pentru căptuşirea duzelor de imersiune la instalaţiile de desulfurare a fontei*, p. 19 — *Prelucrarea şi utilizarea zgurei de sudură în producţia de furnal şi de aglomerare*, p. 21 — *Graifăr cu un singur cablu pentru jgheabul principal al furnalului*, p. 23 — *Mişcorarea oxidării metalului elaborat în cuptorul tandem*, p. 24 — *Utilizarea granulelor de cheramzil la izolarea părţii frontale a lingoului*, p. 25 — *Tabla de oţel normalizată slab aliată cu rezistenţă şi rezilienţă ridicate*, p. 26 — *Utilizarea lingotierelor din oţel cu fund blocat, la oţelurile speciale*, p. 28 — *Construcţia raţională a lingourilor pentru blumuri*, p. 30 — *Îmbunătăţirea calităţii ţevilor pe agregatul de laminare a ţevilor 140*, p. 33 — *Îmbunătăţirea sistemului de încălzire a cuptoarelor adînci cu arzătoare în centrul vetrei*, p. 36 — *Micşorarea diferenţei de grosime longitudinală la laminarea calibrată a tablelor groase*, p. 37 — *Decaparea continuă a produselor plate din oţel slab aliat în agregatul cu jet*, p. 38 — *Intensificarea procesului de poansonare a eboşei din* *lingouri la un unghi de alimentare mare*, p. 39 — *Asimilarea liniei automate pentru zincarea mufelor*, p. 41.

Metal Progress, S.U.A., nr. 1, 1980

Tendințe în tehnologia oțelului, p. 24 — *Tendințe în tehnologia metalelor neferoase*, p. 33 — *Tendințe în tehnologia materialelor plastice, compușilor și materialelor ceramice*, p. 38 — *Tendințe în tehnologia materialelor speciale*, p. 50 — *Tendințe în tehnologia superaliajelor*, p. 56 — *Tendințe în tehnologia de testare și de control*, p. 63 — *Tendințe în tehnologia de sudare și prindere*, p. 69 — *Tendințe în tehnologia de prelucrare la cald*, p. 77 — *Tendințe în tehnologia de curățare, finisare și acoperire*, p. 87 — *Tendințe în tehnologia de deformare a materialelor*, p. 90 — *Tendințe în tehnologia metalurgiei pulberilor*, p. 97.

Metal Progress, S.U.A., nr. 2, 1980

Disponibilitatea materialelor : perspectiva anilor 80, p. 33 — *Aliaje rezistente la coroziune pentru industria de prelucrare chimică*, p. 38 — *Un nou tip de oțel de rulmenți ; un nou oțel pentru matrițe de prelucrare la cald*, p. 52 — *Materiale critice și strategii de înlocuire în industria telecomunicațiilor*, p. 57 — *Materiale ce se pot utiliza la încălzitorul cuptorului de piroliză a etilenei*, p. 62.

Giesserei, R.F.G., nr. 4, 1980

Moderarea temperaturii formelor de turnare sub presiune cu ajutorul aparatelor de reglare a temperaturii, p. 85 — *Țevi de încălzire pentru forme de turnare sub presiune — stadiul utilizării și perspective*, p. 91 — *Influența canalului de alimentare la rețelele de turnare asupra diferitelor proprietăți ale epruvetelor turnate sub presiune din aliajulGD-AlSi8Cu3*, p. 93 — *Sinteză bibliografică asupra fontei cu grafit lamelar*, p. 97.

Giesserei, R.F.G., nr. 5, 1980

Degajarea gazelor în forme și miezuri ca urmare a defectelor de turnare, p. 109 — *Noile concepții ale lianților pe bază de silicat de sodiu prezintă avantaje tehnice și economice*, p. 116 — *Sinteză bibliografică asupra materialelor refractare*, p. 122.

Giesserei, R.F.G., nr. 6, 1980

Proiectarea și construcția turnării de fontă Verlo, Amiens (Franța), p. 137 — *Experiențe în legătură cu un nou sistem de încălzire rezistivă pentru menținerea metalelor neferoase — perspective*, p. 140 — *Sinteză bibliografică asupra oțelului aliat turnat*, p. 146.

Ogneupori, U.R.S.S., nr. 2, 1980

Noi refractare pentru instalațiile de vidare a oțelului în afara cuptorului, p. 1 — *Căptușeală din mase plastice refractare pentru cuptoarele de încălzire cu vatră pășitoare*, p. 9 — *Masă refractară ștampată pentru căptușirea cuptoarelor electrice de inducție din metalurgia neferoasă*, p. 13 — *Mase ștampate, cu utilizarea concentratului de disten-silimanit*, p. 18 — *Refractare mulitocorindonice pentru arzătoarele ceramice ale cauperelor*, p. 22 — *Utilizarea energiei în agregatele de prăjire și recuperare în contracurent*, p. 24 — *Presarea plăcilor pentru închizătoarele cu sertar ale oalelor de turnare a oțelului*, p. 30 — *Studierea uzurii bolții cuptorului Martin cu ajutorul indicatorilor radioactivi*, p. 36 — *Proprietățile blocurilor de ZrO_2 topite electric stabilizate cu CaO și ale produselor realizate din acestea*, p. 39 — *Studierea refractarelor pe bază de materiale topite, aparținînd sistemului dolomită-magnezit*, p. 44 *Interacțiunea acizilor și a compușilor sistemului ZrO_2-Al_2O_3-SiO_2 cu sticlă topită*, p. 50 — *Caracteristicile fundamentale ale spumelor și studierea proceselor de obținere a ceramicii spongioase cu zirconiu*, p. 53 — *Confecționarea creuzetelor-magnezitice pentru elaborarea aliajelor de Ni prin presare hidrostatică*, p. 58.

Ogneupori, U.R.S.S., nr. 3, 1980

Experiența de producție a refractarelor bazice compacte, p. 3 — *Aglomerarea — procedeu eficient de tratament termic al materiei prime pe bază de magneziu-silicat*, p. 6 — *Proprietățile inserțiilor pentru izolarea termică a maselotei lingourilor*, p. 10 — *Îmbogățirea magnezitelor de Savinsk prin procedeul flotării, cu utilizarea apei de circulație*, p. 12 — *Uzura refractarelor magnezito-spinelice în instalația de vidare porționată a oțelului*, p. 14 — *Mecanismul uzurii refractarelor corindonice și mulitocorindonice la turnarea fără dop a oțelului*, p. 22 — *Căptușeala de beton a ușilor camerelor de cocsificare*, p. 27 — *Rezistența betonului de torcretare pentru furnale, față de acțiunea oxidului de carbon*, p. 29 — *Studierea parametrilor tehnologiei șamotei corindonice*, p. 31 — *Influența particularităților structurale ale aluminei asupra proprietăților suspensiilor apoase și a pieselor turnate din ele*, p. 36 — *Modificarea modulului de elasticitate al refractarelor magneziene la încălzire*, p. 41 — *Obținerea suspensiilor apoase de mulit și studierea proprietăților lor reologice și tehnologice*, p. 45 — *Ceramică cu termorezistență ridicată, din nitrură de aluminiu*, p. 50 — *Determinarea gazocromatografică a conținutului de bioxid de carbon în refractarele cu lianți de gudron*, p. 53.

Refrattari, Italia, vol. VI, nr. 6, sept. dec., 1979

„SRB4" — Un dispozitiv de control automat al nivelului din oală pentru instalațiile de turnare continuă, p. 377 — *Produse refractare în metalurgia primară a aluminiului, cuprului, zincului și plumbului*, p. 423.

CONDIŢII DE PREZENTARE A MANUSCRISELOR PENTRU REVISTA „METALURGIA“

1. *Textul* unui articol să nu depăşească 10 pagini de 2 000 semne la două rînduri.

2. Articolul se *dactilografiază* la două rînduri, pe o singură faţă a filei. Formulele se scriu clar, cu semnele matematice şi literele conform STAS.

3. Articolul va fi însoţit de un *rezumat* pe o filă separată.

4. *Desenele* se execută în tuş pe calc. *Figurile foto* trebuie să fie clare şi cu contrast pronunţat.

5. *Figurile* şi *tabelele* se menţionează în text. Articolul va fi însoţit de un borderou de figuri dactilografiat pe o pagină separată.

6. *Tabelele* se dactilografiază pe pagini separate (în text se va indica locul acestora).

7. *Bibliografia* se prezintă în conformitate cu STAS nr. 6158—60 :

Cărţi : numele autorului, iniţiala prenumelui autorului, titlul cărţii (la lucrările străine se va indica titlul în original), oraşul în care a apărut lucrarea, editura, anul apariţiei, pagina la care se trimite sau prima şi ultima pagină a fragmentului.

Periodice : numele autorului, iniţiala prenumelui autorului, titlul articolului (la lucrările străine se va indica titlul în original), titlul periodicului, numărul de ordine al periodicului, anul de apariţie, prima şi ultima pagină a fragmentului citat.

Bibliografia se va dactilografia de asemenea pe o pagină separată de text.

8. Predarea la redacţie a manuscrisului dactilografiat se va face în două exemplare (un original şi o copie).

Desenele pe calc şi fotografiile se dau într-un singur exemplar.

9. Autorul trebuie să garanteze conţinutul ştiinţific al articolului. În timpul fazelor redacţionale şi tipografice nu se admit intervenţii în text.

10. Manuscrisele predate redacţiei nu se mai restituie autorului, chiar dacă nu se publică.

Materialele, prezentate conform indicaţiilor de mai sus, se primesc la redacţia revistei „Metalurgia”, la următoarea adresă :

ICEM — Oficiul de informare documentară pentru industria metalurgică
Bucureşti, str. Mendeleev nr. 21—25, sect. 1, cod 70168.
Informaţii şi relaţii se pot obţine la telefonul 59.49.90.

Intreprinderea de construcții și montaje metalurgice

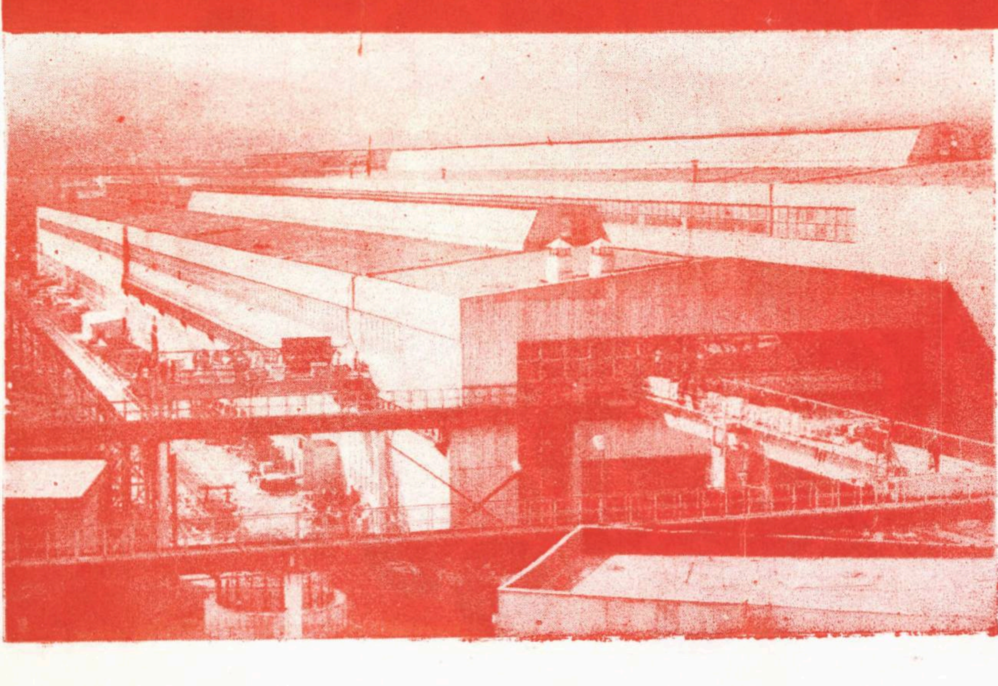
REȘIȚA

În execuţia lucrărilor de construcţii-montaj foloseşte procedee şi tehnologii noi, bazate pe mecanizare intensivă, în scopul ridicării productivităţii muncii şi obţinerii unei calităţi superioare, fiind dotată cu :

- automacarale şi macarale pe pneuri şi şenile cu capacitate pînă la 140 t;
- o gamă multiplă de utilaje terasiere, buldozere, excavatoare, autoîncărcătoare;
- instalaţii de prefabricare a elementelor de beton;
- instalaţii de sortare pentru obţinerea agregatelor necesare întregii producţii de beton fabricate în întreprindere

EXECUTĂ lucrări de construcţii-montaj specifice combinatelor siderurgice:

- Laminoare
- Furnale
- Baterii de cocsificare
- Fabrici de dolomită
- Oţelării Martin
- Fabrici de oxigen
- Instalaţii electrice de mecanizare şi automatizare
- Lucrări de CF şi drumuri
- Montaje de cuptoare pentru produse refractare
- Hale pentru construcţii metalice şi utilaj metalurgic



Str. 6 Martie, tel. 12950; 11898
Telex : 74218
REŞIŢA

ÎNTREPRINDEREA DE ȚEVI REPUBLICA

BUCUREȘTI ● B-dul Muncii nr. 256 ● Telefon 43 09 50

PRODUCE

Țevi din oțel fără sudură laminate la cald, laminate la rece sau trase la rece, cu diametrul exterior pînă la 6 5/8 inci inclusiv :

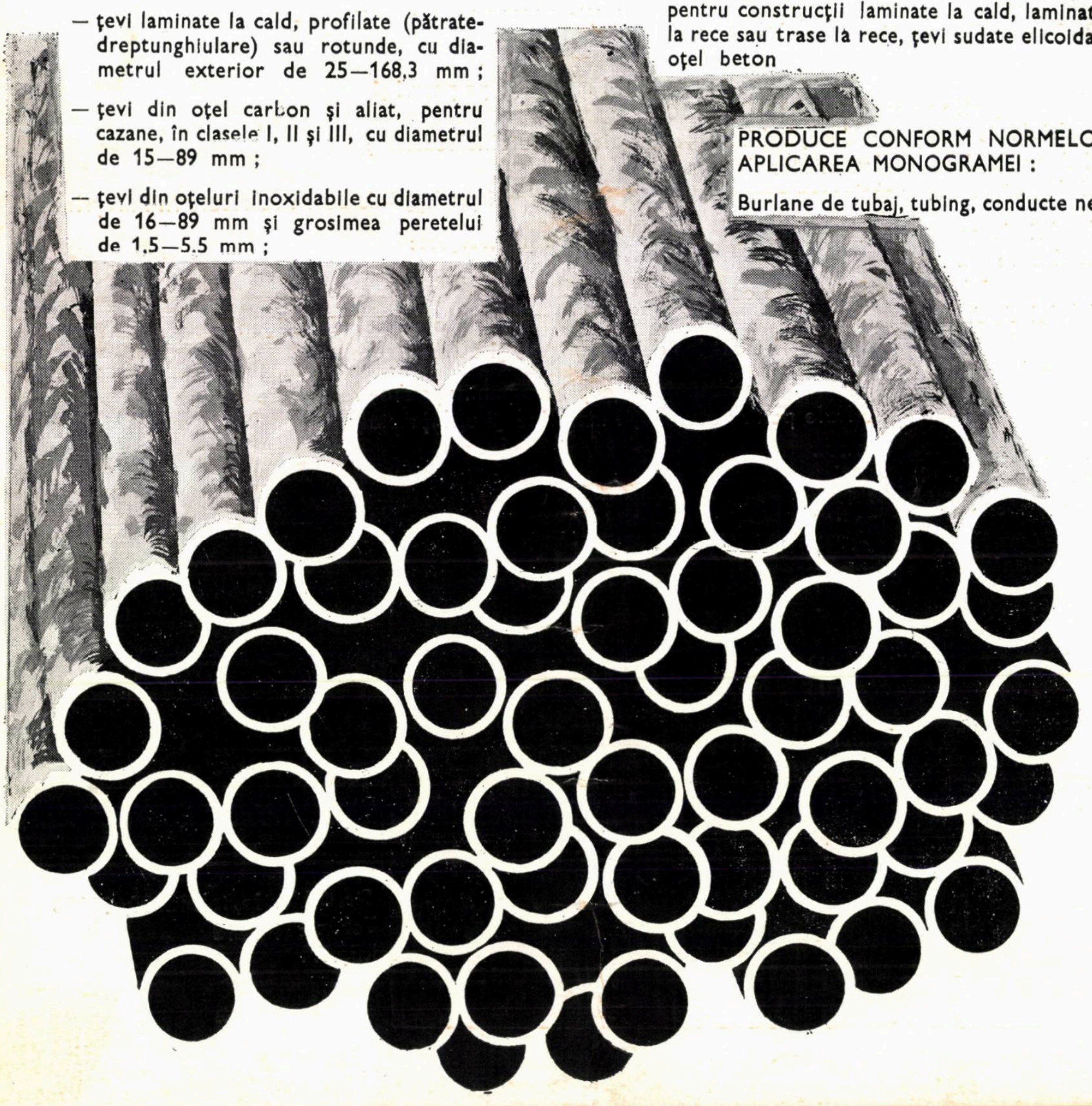
- pentru industria petrolieră : burlane de tubaj, țevi extracție-tubing, prăjini de foraj cu racorduri sudate, conducte
- pentru prospecțiuni geologice : burlane de tubaj, prăjini de foraj, prăjini de antrenare, carotiere
- pentru construcții și construcții de mașini :
  - țevi trase sau laminate la rece, profilate sau rotunde, cu diametrul exterior de 5—80 mm ;
  - țevi laminate la cald, profilate (pătrate-dreptunghiulare) sau rotunde, cu diametrul exterior de 25—168,3 mm ;
  - țevi din oțel carbon și aliat, pentru cazane, în clasele I, II și III, cu diametrul de 15—89 mm ;
  - țevi din oțeluri inoxidabile cu diametrul de 16—89 mm și grosimea peretelui de 1,5—5,5 mm ;
- pentru conducte magistrale de gaze naturale și țiței, conducte de apă, construcții metalice : țevi sudate elicoidal, cu diametre de 250—1 600 mm și lungimi cuprinse între 6 și 12 m
- pentru construcții, construcții metalice sau construcții de mașini : oțel beton, oțel rotund, sîrmă, cuie

EXPORTĂ

— Burlane de tubaj, tubing, conducte petroliere, prăjini de foraj cu racorduri sudate, țevi pentru construcții laminate la cald, laminate la rece sau trase la rece, țevi sudate elicoidal, oțel beton

PRODUCE CONFORM NORMELOR API CU APLICAREA MONOGRAMEI :

Burlane de tubaj, tubing, conducte netede



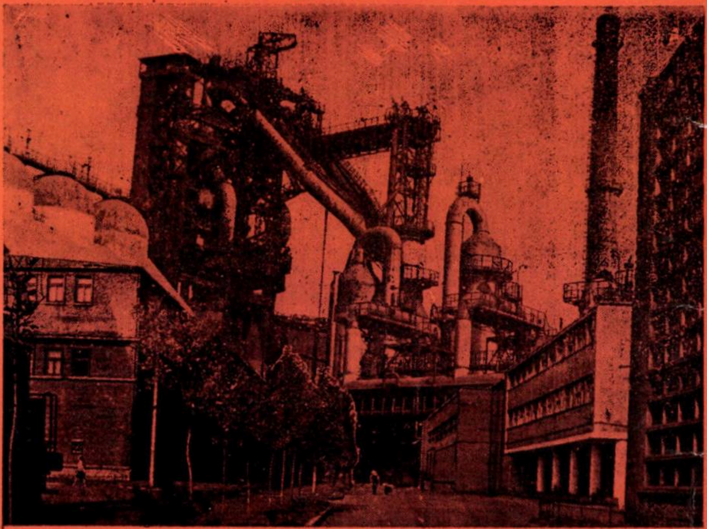
ÎNTREPRINDEREA DE CONSTRUCȚII SIDERURGICE HUNEDOARA

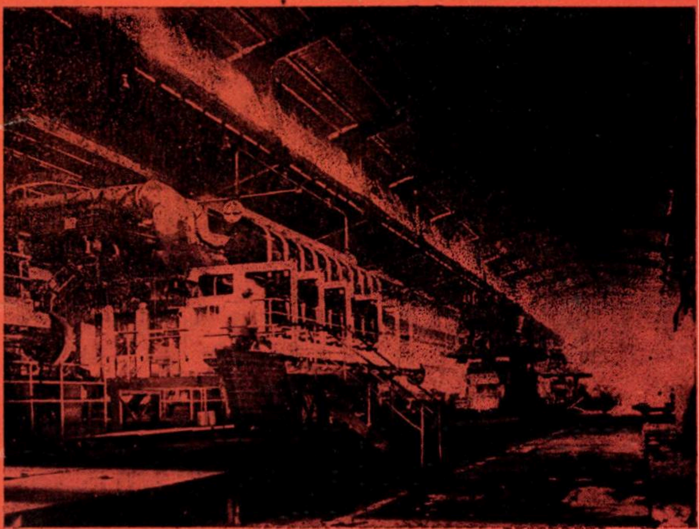
Str. Dr. Petru Groza nr. 8 • 2750 Hunedoara
telefon: 13050; 13051 - telex : 032417

ÎN EXECUȚIA LUCRĂRILOR DE CONSTRUCȚII-MONTAJ FOLOSEȘTE PROCEDEE ȘI TEHNOLOGII MODERNE, UTILIZÎND FORȚĂ DE MUNCĂ SPECIALIZATĂ CU O ÎNDELUNGATA EXPERIENȚĂ

EXECUTĂ LUCRĂRI DE CONSTRUCȚII-MONTAJ SPECIFICE COMBINATELOR SIDERURGICE

- Fabrici de aglomerare
- Baterii de cocsificare, distilerii de gudron
- Furnale
- Oțelării Martin și electrice
- Laminoare
- Turnătorii, forje
- Fabrici de oxigen
- Fabrici de var
- Fabrici de dolomită
- Instalații electrice de mecanizare și automatizare
- Lucrări de căi ferate și drumuri
- Montaje de cuptoare pentru produse refractare
- Uzine de construcții metalice și utilaj metalurgic
- Construcții social-culturale și sportive
- Construcții zootehnice
- Fabrici pentru industria ușoară





Intreprinderea
REPUBLICA - Bucureşti

Intreprinderea
Iaşi

Intreprinderea de ţevi
Roman

Intreprinderea de sîrmă
şi produse din sîrmă
Buzău

Industria sîrmei
Cîmpia Turzii

Uzina
CABLUL ROMÂNESC
Ploieşti

Intreprinderea
LAMINORUL - Brăila

Intreprinderea
metalurgică - Aiud

Intreprinderea
de sîrmă, cuie şi lanţuri
Galaţi

CENTRALA INDUSTRIALĂ DE PRELUCRĂRI METALURGICE BUCUREŞTI

produce şi livrează

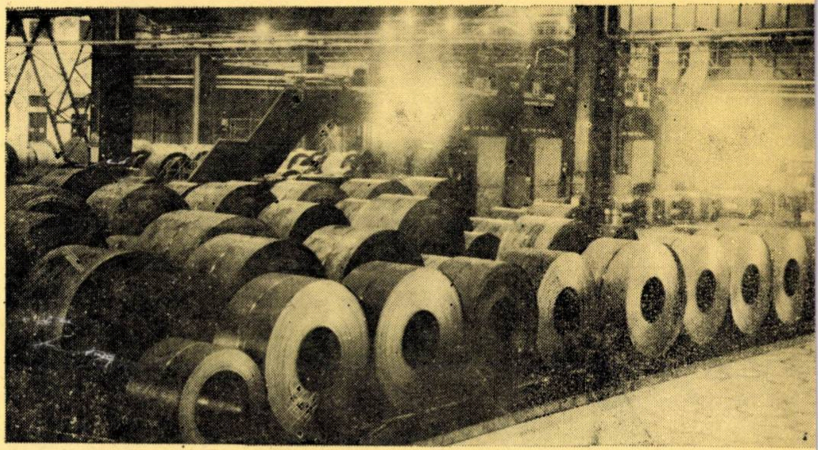
- ţevi pentru construcţii, ţevi de instalaţii, ţevi pentru conducte petroliere, burlane de tubaj, ţevi de extracţie, prăjini de foraj cu racorduri sudate, prăjini grele, ţevi pentru cazane, ţevi inoxidabile, ţevi profilate, profile formate la rece, profile din oţel laminate la cald, sîrmă laminată la cald, bare trase, oţel beton laminat la cald, sîrmă din oţel pentru beton precomprimat, sîrmă trefilată moale, tare şi zincată, sîrmă ghimpată, cabluri de tracţiune, cabluri din oţel-aluminiu, electrozi de sudură, cuie de construcţii, lanţuri navale, lanţuri industriale, lanţuri comerciale, sîrmă de sudură, flux de sudură, echipament pentru industria siderurgică, construcţii metalice, piese mecanice brut turnate sau uzinate, echipament şi instalaţii diverse.

CSG
CSG
CSG

COMBINATUL SIDERURGIC GALAȚI

CSG

produce și livrează:



Produse laminate din oțel

— *Table groase și mijlocii:*

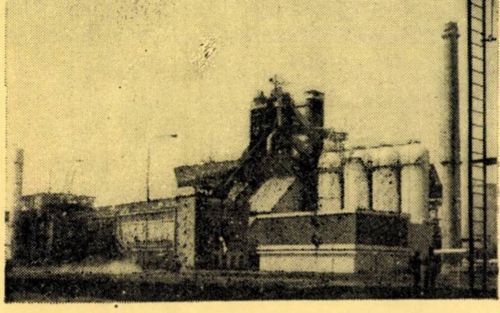
din oțeluri calmate, semicalmate, necalmate, slab aliate și aliate conform normelor românești și străine; pentru construcții mecanice, metalice, navale, de mașini, de cazane și recipiente sub presiune etc.

— *Benzi și table laminate la rece:*

neacoperite și zincate conform normelor românești și străine, pentru construcții metalice, țevi sudate, profile îndoite, aparataj electric, caroserii, articole de uz casnic etc.

Produse chimice

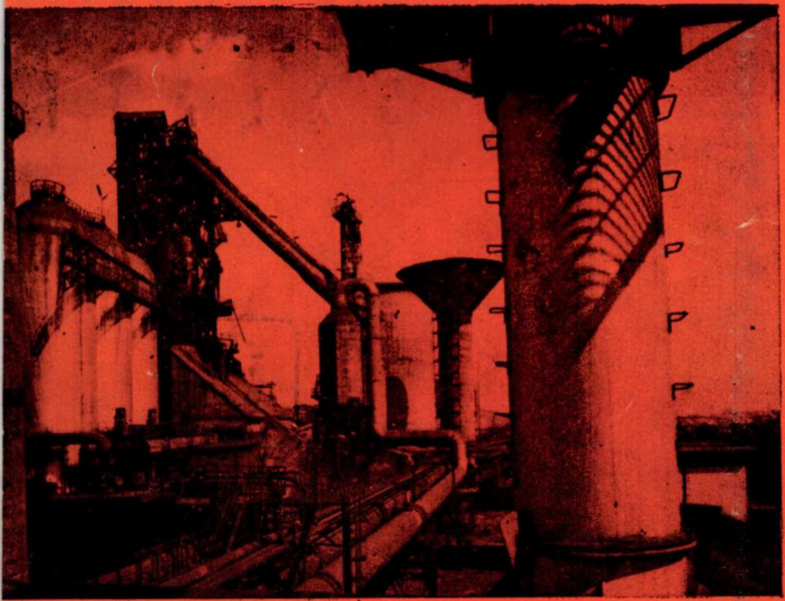
— **Sulfat feros heptahidratat**
— **Sulfat de amoniu**
— **Gudron de huilă**
— **Benzen brut de huilă**
— **Smoală de cocserie**



CSG
CSG
CSG

Pentru informații detaliate asupra produselor noastre adresați-vă la:

COMBINATUL SIDERURGIC — GALAȚI
DIRECȚIA COMERCIALĂ
Șoseaua Smîrdan nr. 1
6200 Galați
Telefon (930) 30438
Telex 51285



C
S
H

1981 JAN 4

vă oferă

profile laminate din oțeluri carbon calmate și necalmate, din oțeluri carbon de calitate, aliate și slab aliate.

● rotunde cu diametrul de 10–180 mm ● cornier 20×20–150×× 150 mm ● I 18–I 24 ● U 6,5 – U 24 ● late de 20×5–150×20 mm ● benzi laminate la cald de 200××2 – 370×5,5 mm ● țagle, blumuri pentru forjă, de 70×70 – 400×400 mm ● oțel beton cu profil periodic laminat la cald, oțel beton neted laminat la cald, sîrmă laminată la cald, profile speciale pentru armături de mină, pentru talpa șenilei de tractor etc.

1884·1974
CSH
90 ANI

COMBINATUL SIDERURGIC HUNEDOARA

Str. Dr. P. Groza nr. 8. Hunedoara ● Telex: 032411 ● Tel: 12533 – 11075 – 12767 – 11462 – 12747

E 3280

R

METALURGIA

9

METALURGIA ● BUCUREȘTI ● ANUL XXXII ● NR. 9 ● SEPTEMBRIE 1980

centrozap

Societate de Comerț Exterior
40—036 Katowice—Ligonia 7 — Polonia
C. P.: 825; Tel.: 513—401
Telex: 0312—416
Adr. telegr.: CENTROZAP — Katowice

LIVRĂRILE NOASTRE COMPLEXE ÎN DOMENIUL TURNĂTORIEI

cuprind:

- ciclul complet de proiectare:
  - echipamentul tehnologic cu instalațiile de desprăfuire
  - documentația în domeniul construcțiilor
  - instalațiile energetice și de ventilație

precum și:

- livrările de echipament complet pentru secțiile de turnătorie
- montarea completă a mașinilor, echipamentelor și a instalațiilor sau supravegherea lucrărilor de montaj
- formarea personalului clientului
- asistență tehnică completă în cadrul perioadei de garanție și de „după vînzare"
- la cererea clientului, executăm orice lucrări de construcții-montaj, inclusiv construirea atelierelor de producție și a altor sectoare de turnătorie

MAȘINI ȘI INSTALAȚII DE TURNĂTORIE

- cuptoare de uscare cu pat fluidizat pentru amestecuri de formare
- aeratoare, site și separatoare
- malaxoare pentru amestecuri de formare și de miezuri
- mașini de formare cu îndesare prin scuturare și mașini de formare prin proiecția amestecului
- cubilouri cu vînt cald și rece
- grătare vibratoare de dezbatere
- mașini de sablare și de hidrosablare
- instalații de manipulare și de transport pneumatic
- aparatură de laborator
- linii de formare cu amestecuri de formare lichide și fiabile cu autoîntărire
- regenerarea amestecurilor de bentonită
- regenerarea amestecurilor furanice

CENTROZAP

PUBLICOM

METALURGIA

Anul 32 Nr. 9 septembrie 1980

CUPRINS

Grasoi, I., Urseanu, A., Sârbu, N. şi *Itu, I.* : **Producerea aglomeratului cu bazicitate ridicată** 445

Roşoagă, M. : **Cauzele blocării piloţilor de cocs în camerele de cocsificare** 449

Hătărăscu, Ov., Rozolimo, Paulina şi *Alexandrescu, A.* : **Cercetări privind producerea şi utilizarea catalizatorilor în procesele de obţinere a gazelor reducătoare** 454

Catrinoiu, C. : **Cercetarea comportării la tracţiune a oţelului marca OLC45AT** 459

Lammert, Fr. : **Consideraţii privind realizarea revenirii diferenţiate la oţelul VM18** 465

Florian, E. : **Cinetica adsorbţiei carbonului şi azotului la carbonitrurarea în endogaz cu adaosuri de amoniac** 468

Spătaru, I. : **Aspecte privind tratamentul termochimic de borosulfizare în băi de joasă temperatură** . . . 473

Ienciu, M., Moldovan, P., Marinescu, Daniela şi *Jula, Gh.* : **Cercetări privind influenţa cobaltului asupra proprietăţilor aliajelor Cu-Cr-Zr** 478

Vachniuc, N. şi *Luchian, Gr.* : **Creşterea gradului de utilizare a maşinilor-unelte şi utilajelor metalurgice** 482

Ciucu, Victoria, Ciucu, I., Schneider, G. şi *Şuteu, V.* : **Utilizarea tehnicii moderne de calcul la întocmirea bilanţurilor electrice reale** 485

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Bostan, I., Iacob, I. şi *Mircescu, I.* : **Calculul deschiderii fantei de aer la supapele bateriilor de cocsificare** . . 490

DOCUMENTARE

COLEGIUL DE REDACȚIE

LAURENTIE SOFRONI — președinte, CEZAR AVRAM, GHEORGHE BUJGOI, ALEXANDRU CIOROGARU, **SORIN** CÎNDEA, ANTONICĂ DIJMĂRESCU, CONSTANTIN DRAGOMIR, **IANCU DRĂGAN, ION DRĂGAN**, DAN DULAMĂ, TRAIAN DUMITRESCU, **SUZANA** GĂDEA, GHEORGHE GHEORGHIU, VASILE GROSU, CONST[illegible] IONESCU, VICTOR MIHU, ION MOLDOVAN, [illegible]COLAE MURGULEȚ, FLOREA OPREA, IGINIO [illegible]ONI, MIRCEA PENESCU, MIRCEA POPOVICI, [illegible] PRISECARU, **ȘTEFAN RĂDVAN**, CORNEL RIZESCU, MARIA SAVU, CLAUDIU ȘTEFĂNESCU, SILVIA VACU, **VASILE VĂZDĂUȚEANU, VASILE VULCU**

Redactor : G. COJOCARIU
Tehnoredactor : EC. CHIPARIZOPOL

„Cititorii din străinătate se pot abona adresîndu-se la ILEXIM Departamentul Export-Import Presă, P.O. Box 136—137, telex : 11226, București, str. 30 Decembrie nr. 3"

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Me**talurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, str. Mendeleev 21—25, Sector 1,** Telefon : 59.49.90. Revista este editată de ICEM — O.L.D. **Instituțiile pot achita abonamentele în contul nostru de virament nr. 30.15.0.01.01.B.N. — R.S.R. — filiala sector VI — Institutul de cercetări metalurgice. Tarif pentru întreprinderi : lei 150 anual ; tarif pentru abonamente individuale : 48 lei anual.** Costul unui exemplar : **lei 5. Tiparul — Întreprinderea poligrafică „Informația", str. Brezoianu, nr. 23—25, București**

„Taxele poștale achitate conform aprobării D.G.P.Tc. nr. 137/5462/1979"

I.P.I. c. 2435

42 406

CONTENTS

DC: 622. 785

Grasoi, I., Urseanu, A., Sârbu, N. and *Itu, N.* : **The fabrication of high basicity sinter**

The authors describe the experiments achieved for the sinter basicity increasing.

The first part of the article describes the experiments regarding the basicity reaching up to 5,88 at the same time indicating the quality parameters of the sinter fabricated in equilibrum return conditions.

In the second part, a maximum basicity of 8,116 is achieved, using as raw materials components which have a low SiO_2 content (iron oxide, ore, etc.).

The influence of the sinter basicity increasing on the yield, the mechanical strenght and the coke ratio is presented.

Metalurgia 32 (1980), nr. 9, p. 445—448

DC: 662.741.3

Roşoagă, M. : **The causes of the coking mass blocking in the coking chamber**

The following problems are presented in brief :

— what means the ,,hard operation'' of the coking mass and what means the blocked coking chamber and their effect on the coking battery bricking.

— the main causes which determine ,,the hard operation'' and the coking mass blocking as well as the possibility to avoid them.

— measures imposed after coking ovens clearing and their charging.

Metalurgia 32 (1980), nr. 9, p. 449—453

DC: 66.097

Hătărăscu, Ov., Rozolimo, Paulina and *Alexandrescu, A.* : **Researches regarding the fabrication and using of the catalysers in the processes of the reducing gases obtaining**

The article presents the results of the experiments regarding the chemical activity of six catalyzers types, during the obtaining process of the reducing gases, on the basis of the catalytic carbon dioxid — metal convertion.

In the first part are described some principal problems basically for the catalyzers fabrication meant for the natural gas conversion.

Metalurgia 32 (1980), nr. 9, p. 454—458

DC: 621.778 :669.781

Catrinoiu, C. : **Research on the tensile behaviour of the OLC 45 AT steel**

The boron alloyed OLC 45 AR AT steel, has a higher hardenability than the boron nonalloyed similar steels, this feature leading to the obtaining of some much more values of the tensile and impact strenght. The yield point on the thieker heat treatment specimens is increased by the manganese content increasing in this steel.

The author points out the fact that for manufacturing of some tractor crankshafts which have a good operation fiability, it is necessary the making of carbon steels in the range 0,42,. . .0,47% and the manganese in the range 0,60—0,90%, with a more fine austenitic grain size (prefering a score over six).

Metalurgia 32 (1980) nr. 9, p. 359—464

DC: 621.785.7

Lammert, Fr. : **Considerations regarding the differential tempering in the VM18 steel**

The manufacturing of some tool elements, especially rolling rolls or piercers, imposes the obtaining of some differential hardness, on their length, to avoid the fracture possibility by shearing during their operation.

The paper presents two differential heating processes.

Metalurgia 32 (1980), nr. 9, p. 465—467

DC: 621.785.333

Florian, E. : **Kinetics of the carbon and nitrogen adsorbtion at the endogas carbonitriding using ammonia addings**

The article presents the determination of the reaction constant speeds, at the gasmetal interfaces of carbon and nitrogen at the carbonitriding in endogas with ammonia addings, during the simultaneous two elements adsorbtion.

The analyses show that at the carbonitriding in endogas with high carbon potentials and low ammonia addings, the constant values as a sequence of the nitrogen and carbon adsorbtion speed are equal with those determined at the carburizing.

Metalurgia 32 (1980), nr. 9, p. 468—472

DC: 621.794

Spătaru, I. : **Aspects regarding the boronsulphization termochemical treatment into low temperatures baths**

The paper presents some technological data regarding the obtaining of the baronsulphized layers using the electrolysis into boric anhydride, sodium sulphite and sodium hydroxide baths.

There are also presented some aspects of the boron sulphized layer microstructures in comparison with the borised layer obtained within melted glass baths and the distributions of the X rays intensity caracteristic for the SK_{α}, BK_{α}, FeK_{α} elements in the boronsulphized layers.

Finally some data about the wear resistance of the boronsulphized layers on the 40 C10 steel and some advantages of boronsulphization process using are given.

Metalurgia 32 (1980), nr. 9, p. 473—477

DC: 669.2/8 :539.4/5

Ienciu, M., Moldovan, P. Marinescu, Daniela and *Jula, Gh.* : **Researches regarding the cobalt influence on the Cu-Cr-Zr-alloy properties**

The paper describes the researches results on the crom alloyed bronzes and cobalt alloyed zirconium.

The technological elaboration particularities and the results of some mechanical properties values determination are exposed.

The cobalt adding in any limits leads to the mechanical properties improving of the cast alloys.

Metalurgia 32 (1980), nr. 9, p. 478—481

DC: 669.1 :658.2002.61

Vachniuc, N. and *Luchian, Gr.* : **The increasing of the using coefficient of the machine tools and metallurgical equipments**

The authors present some methods and organization means of the activity in the tools and equipment shops like : the full using of the working time and of the capacities, having two or more machines or equipments in operation.

It is pointed out the fact that as a sequence of the rational machine and metallurgical equipment charging, reducing the manpower with 2,2% an economical efficiency was obtained.

Metalurgia 32 (1980), nr. 9, p. 482—484

DC: 681.32 :662.614

Ciucu, Victoria, Ciucu, I., Schneider, G. and *Şuteu, V.* : **The modern calculation technique used at the actual electric balance drawing up**

The paper presents an operational method in view of actual electric balance drawing — up using the modern calculation technique. It describes the method of drawing up these balances at the industrial enterprises for the main electrical energy users namely : electric motors, feeder cable and power transformers.

Metalurgia 32 (1980), nr. 9, p. 485—489

DC: 662.741.3

Bostan, I., Iacob, I. and *Mircescu, I.* : **The calculus of the air slit opening at the coking batteries valves**

Metalurgia 32 (1980), nr. 9, p. 490—493

INHALT

DK : 622.785

Grasoi, I., Urseanu, A., Sârbu, N. und *Itu, N.* : **Herstellung des Sinters mit hoher Basizität**

Es werden die Untersuchungsergebnisse angeführt im Zusammenhang mit der Herstellung des Sinters mit hoher Basizität. Im ersten Teil werden die Untersuchungen beschrieben für das Erreichen der Basizität bis zu 5,88 gleichzeitig mit der Schwankung der Sintereigenschaften. Im zweiten Teil der Untersuchungen wird eine maximale Basizität von 8,116 erzielt mit Hilfe von Rohstoffen mit einem geringen SiO_2 gehalt (Eisenoxyd, Erze u.s.w.).

Es wird der Einfluss der Basizität auf die spezifische Erzeugung; den mechanischen Widerstand und den spezifischen Koksverbrauch gezeigt.

Metalurgia 32 (1980), nr. 9, p. 445—448

DK : 662.741.3

Roşoagă, M. : **Die Gründe der Kokskuchenverblockung in den Kokskammern**

Es werden kurz folgende Fragen erläutert :

— Was bedeutet der ,,schwierige Gang'' des Kokskuchens und die Verblockung der Kokskammer, und zugleich ihre Auswirkung auf die Zustellung der Koksofenbatterie.

— Die wichtigsten Gründe die den ,,schwierigen Gang'' und die Kokskuchenverblockung bewirken und die Möglichkeiten für ihre Vermeidung.

— Welche Massnahmen müssen nach der Entblockung genommen werden.

Metalurgia 32 (1980), nr. 9, p. 449—453

DK : 66.097

Hătărăscu, Ov., Rozolimo, Paulina und *Alexandrescu, A.* : **Untersuchungen über die Herstellung und Anwendung der Katalysatoren bei der Reduktionsgaserzeugung**

Es wird die chemische Aktivität von 6 Katalysatortypen analysiert bei der Herstellung der Reduktionsgase durch katalytische Umwandlung des Methans mit Kohlendioxyd. Zugleich werden einige Fragen erläutert die bei der Herstellung der Katalysatoren auftreten.

Metalurgia 32 (1980), nr. 9, p. 454—458

DK : 621.778 :669.781

Catrinoiu, C. : **Das Zugverhalten des Stahles OLC 45 AT**

Der borlegierte Stahl hat eine grössere Härtungstiefe als die ähnlichen, nichtlegierten Stähle. Beim borlegierten Stahl können bessere Zug-und Stosseigenschaften erzielt werden.

Die Fliessgrenze wird durch die Steigerung des Mangangehaltes im Stahl erhöht.

Für die Herstellung der Kurbelwellen mit einer guten Dauerstandfestigkeit eignen sich die Stähle mit einem Kohlenstoffgehalt zwischen 0,42—0,47% und einem Mangangehalt zwischen 0,60—0,90%.

Metalurgia 32 (1980), nr. 9, p. 459—464

DK : 621.785.7

Lammert, Fr. : **Betrachtungen über des unterschiedliche Anlassen des Stahles VM18.**

Bei der Herstellung einiger Werkzeugteile wie z.B. Walzzylinder und Druckstempel müssen unterschiedliche Längshärtewerte erhalten werden für die Vermeidung des Scherbruches während des Betriebes.

Es werden zwei Verfahren für das unterschiedliche Anlassen beschrieben.

Metalurgia 32 (1980), nr. 9, p. 465—467

DK : 621.785.333

Florian, E. : **Adsorbtionskinetik des Kohlenstoffs und Stickstoffs beim Karbonitrieren in Endogas mit Ammoniakzusätze**

In der Arbeit werden die Konstanten der Reaktionsgeschwindigkeiten zwischen Gas und Metall des Kohlenstoffs und Stickstoffs beim Karbonitrieren in Endogas mit Ammoniakzusätzen bestimmt, in Falle der Adsorbtion der zwei Elemente.

Aus den Analysen geht hervor dass beim Karbonitrieren in Endogas mit hohem Kohlenstoffpotential und kleinen Ammoniakzusätzen, die Werte der Geschwindigkeitsadsorbtion des Stickstoffs und Kohlenstoffs mit denen von der Aufkohlung übereinstimmen.

Metalurgia 32 (1980), nr. 9, p. 468—472

DK : 621.794

Spătaru, I. : **Aspekte der thermochemischen Borosulfitierungsbehandlung in Niedertemperaturbädern**

Die Arbeit veröffentlicht einige technologische Daten über die Bildung von borosulfitierten Schichten durch Elektrolyse in Boranhydrid — Natriumsulfit — und Natriumhydroxydbädern.

Zugleich werden Mikrostrukturen der borsulfitierten Schicht im Vergleich zu der, in Schmelzglasbädern erzeugten borierten Schicht dargestellt und die Streuung der charakteristischen Strahlungsintesität bei den interessierenden Elementen SK_α, BK_α, FeK_α in der borosulfitierten Schicht gegeben.

Am Schluss werden einige Daten über die Verschleissfestigkeit der borosulfitierten Schicht auf Stahl 40 C 10 gegeben und einige Vorteile durch die Verwendung des Bosrosulfitierungverfahrens ausgedrückt.

Metalurgia 32 (1980), nr. 9, p. 473—474

DK : 669.2/8 :539.4/.5

Ienciu, M., Moldovan, P., Marinescu, Daniela und *Jula, Gh.* : **Untersuchungen über den Kobalteinfluss auf die Eigenschaften der Cu-Cr-Zr-Legierungen.**

Es werden die Untersuchungsergebnisse angegeben über die Legierung der Bronzen mit Cr, Zr und Co.

Die technologischen Eigenheiten bei der Herstellung und die mechanischen Eigenschaften werden beschrieben.

Der Kobaltzusatz in einem bestimmten Verhältnis Verbessert die mechanischen Eigenschaften der Gusslegierungen.

Metalurgia 32 (1980), nr. 9, p. 578—481

DK : 669.1 :658.2.02.61

Vachniuc, N. und *Luchian, Gr.* : **Erhöhung des Nutzungsgrades der Werkzeugmaschinen und der metallurgischen Anlagen**

Es werden einige Methoden und Mittel angeführt über die Organisierung der Arbeit in den Werkstätten mit Werkzeugmaschinen und Anlagen wie z.B. komplette Ausnutzung der Betriebszeit und bessere Auslastung der Anlagen.

Infolge der besseren Auslastung der Anlagen ist eine ökonomische Effektivität erzielt worden, durch Verringerung der Arbeitskraft mit 2,2%.

Metalurgia 32 (1980), nr. 9, p. 482—484

DK : 681.32 :662.614

Ciucu, Victoria, Ciucu, I., Schneider, G. und *Şuteu, V.* : **Anwendung der modernen Rechentechnik bei der Berechnung der Elektrizitätsbilanz**

In der Arbeit wird eine Arbeitsmethode beschrieben für die Aufstellung der Elektrizitätsbilanz mit Hilfe der modernen Rechentechnik. Es wird die Arbeitsmethode gezeigt für die Ausarbeitung der Elektrizitätsbilanz für Elektromotoren, Leitungskabel und Transformatoren.

Metalurgia 32 (1980), nr. 9, p. 485—489

DK. 662.741.3

Bostan, I., Iacob, I. und *Mircescu, I.* : **Berechnung der Luftschlitzöffnung bei den Ventilen der Koksofenbatterien**

Metalurgia 32 (1980), nr. 9, p. 490—493

SOMMAIRE

CD : 622. 785

Grasoi, T., Urseanu, A., Sârbu, N. et *Itu, N.* : **La fabrication de l'aggloméré de haute basicité**

On présente les expérimentations effectuées pour l'augmentation de la basicité de l'aggloméré.

Dans la première partie de l'oeuvre on décrit les expérimentations concernant l'obtention d'une basicité allant jusqu'à 5,88, ainsi que la variation des paramètres indicatifs et de qualité de l'aggloméré produit dans les conditions de l'équilibrage du retour. Dans la seconde partie on décrit la réalisation d'une basicité maximale de 8,116, en employant comme matières premières des constituants à basse teneur de SiO_2 (oxyde de fer, minerais, etc.). On présente l'influence de l'augmentation de la basicité de l'aggloméré sur la production spécifique, la résistance mécanique et la consommation spécifique de coke.

Metalurgia 32 (1980), nr. 9, p. 445—448.

CD : 662.741.3

Roşoagă, M. : **Les causes du blocage des pilotes de coke dans les chambres de cokéfaction**

On traite en bref les problèmes suivans : ,,la marche difficile'' du pilote de coke, le blocage de la chambre et leurs effets sur la maçonnerie des batteries de cokéfaction ; les causes principales qui provoquent ,,la marche difficile'', le blocage des pilotes de coke et les possibilités de les éliminer ; les mesures qui s'imposent après le déblocage et le chargement des fours de coke.

Metalurgia 32 (1980), nr. 9, p. 449—453

CD : 66.097

Hătărăscu, Ov., Rozolimo, Paulina et *Alexandrescu, A.* : **Recherches sur la fabrication et l'utilisation des catalyseurs dans les processus d'obtention de gaz réducteurs**

On présente les résultats des expérimentations concernant l'activité chimique de six types de catalyseurs dans le processus d'obtention de gaz réducteurs, à base de la conversion catalytique du méthane avec du bioxyde de carbone. Par ailleurs, on analyse quelques-uns des problèmes principaux de la fabrication de catalyseurs destinés à la conversion du gaz méthane.

Metalurgia 32 (1980), nr. 9, p. 454—458

CD : 621.778 :669.781

Catrinoiu, C. : **Etude du comportement à la traction de l'acier de nuance OLC 45 AT**

L'acier de nuance OLC 45 AT allié au bore possède une trempabilité plus grande que les aciers semblables, mais non-alliés au bore, qui conduit à l'obtention des valeurs plus grandes en ce qui concerne les caractéristiques de résistance à la traction et au choc. La limite d'écoulement sur les eprouvettes de traitement thermique plus épaises est agrandie par l'augmentation de la teneur en manganèse de cet acier. Pour la fabrication des vilebrequins pour tracteurs d'une bonne fiabilité en exploitation, il est necessaire d'élaborer des aciers avec une teneur en carbone de 0,42...0,47% et en manganèse de 0,60...0,90%, et une dimension très fine du grain austénitique (de préférence dépassant 6).

Metalurgia 32 (1980), nr. 9, p. 459—464

CD : 621.785.7

Lammert, Fr. : **Considérations sur la réalisation du revenu differencié de l'acier VM 18**

L'exécution de certains élements d'outils, surtout des cylindres de roulage ou des poincons, impose l'obtention des duretés differenciées sur leur longueurs, pour éliminer la possibilité de rupture par cisaillement pendant le travail.

L'oeuvre propose deux modalités de chauffage differencié.

Metalurgia 32 (1980), nr. 9, p. 465—467

CD : 621.785.333

Florian, E. : **Cinétique de l'adsorption du carbone et de l'azote pendant la carbonitruration dans de l'endogaz avec des additions d'ammoniac**

L'oeuvre traite sur la détérmination des constantes de la vitesse de réaction à l'interface gaz-métal, du carbone et de l'azote à la carbonitruration dans du endogaz avec des additions d'ammoniac, dans le cas d'une adsorption simultanée de ces deux éléments.

De l'analyse il résulte qu'à la carbonitruration dans l'endogaz, avec des potentiels élevés de carbone et additions réduites d'ammoniac, les valeurs des constantes sommaires de la vitesse d'absorption du carbone et de l'azote sont égales à celles déterminées à la carburation.

Metalurgia 32 (1980), nr. 9, p. 468—472

CD : 621.794

Spătaru, I. : **Aspects concernant le traitement thermochimique avec du borosulfite dans des bains de basse température**

L'oeuvre présente quelques données technologiques sur l'obtention des couches borosulfisées par électrolyse dans des bains d'anhydride borique, sulfite de natrium et hydroxyde de natrium.

En outre, on présente les aspects de la microstructure d'une couche borosulfisée par rapport avec une couche borisée obtenue dans des bains de verre fondue et on donne la répartition de l'intensité de radiation X, caractéristique pour les élements SK_α ; BK_α ; FeK_α dans la couche borosulfisée.

On présente aussi quelques données sur la résistance à l'usure des couches borosulfisées sur l'acier 40 C 10 et les avantages obtenues par l'utilisation de ce procédé.

Metalurgia 32 (1980), nr. 9, p. 473—477

CD : 669.2/8 :539.4/5

Ienciu, M., Moldovan, P., Marinescu, Daniela et *Jula, Gh.* : **Recherches sur l'influence du cobalt sur les propriétés des alliages Cu-Cr-Zr**

L'oeuvre présente les resultats des recherches concernant l'alliage des bronzes au chrome et zirconium avec du cobalt. On traite plus amplement sur les particularités technologiques d'élaboration et les résultats de la détermination des valeurs de certaines propriétés mécaniques.

Dans certaines limites, l'addition du cobalt peut conduire à l'amélioration des propriétés mécaniques des alliages moulés.

Metalurgia 32 (1980), nr. 9, p. 478—481

CD : 669.1 :658.2002.61

Vachniuc, N. et *Luchian, Gr.* : **L'augmentation du degré d'utilisation des machines-outils et des outillages métallurgiques**

On présente quelques méthodes et moyens pour l'organisation de l'activité dans les ateliers qui possédent des machines-outils et outillages : l'emploi complet du temps de travail et de la capacité, l'assurance du travail à plusieures machines ou outillages.

Suite à l'action de chargement rationnel des machines-outils et des outillages métallurgiques, on a obtenu un effet économique par la réduction de la main d'oeuvre de 2,2%.

Metalurgia 32 (1980), nr. 9, p. 482—484

CD : 681.32 :662.614

Ciuci, Victoria, Ciucu, I., Schneider, G. et *Şuteu, V.* : **L'emploi de la techniyue moderne de calcul à l'élaboration des bilans électriques réels**

L'oeuvre présente une méthodique opérationelle pour l'élaboration des bilans électriques à l'aide de la technique moderne de calcul. On décrit la méthodologie de l'élaboration de ces bilans aux entreprises industrielles, pour les principaux consommateurs d'énergie électrique, à savoir : moteurs électriques, cables d'alimentation et transformateurs de puissance.

Metalurgia 32 (1980), nr. 9, p. 485—489

CD : 662.741.3

Bostan, I., Iacob., I. et *Mircescu, I.* : **Calcul de l'ouverture de la fente d'air aux clapets des batteries de cokéfaction**

Metalurgia 32 (1980), nr. 9, p. 490—493

СОДЕРЖАНИЕ

ДК : 622.785

Грасой, И., Урсеану, А., Сырбу, Н. и Иту, Н. **Производство агломерата с высокой основностью**

Представлены проведенные эксперименты для повышения основности агломерата.

В первой части описаны эксперименты, касающиеся достижения основности до 5,88 одновременно с вариацией качественных параметров агломерата, изготовленного в условиях уравновешивания обратного хода.

Во второй части реализируется максималная основность 8,116 используя как сырье компоненты пдерставляющие уменьшенное содержание SiO_2 (окись железа, руда и т. д.).

Представлено влияние повышения основности агломерата на специфическое производство; механическое сопротивление и удельный расход кокса.

Metalurgia 32 (1980), nr. 9, p. 445—448

ДК : 662.741.3

Рошоагэ, М.: **Причины блокировки коксовых пилотов в коксовальных камерах**

Коротко представлены следующие вопросы:

— Что означает «тяжёлый год» коксового пилота и что означает блокированная камера, и их влияние на кладку коксовой батареи.

— Основные причины вызывающие «тяжёлый ход» и блокировку коксовых пилотов и возможности их избежания.

— Меры необходимые для деблокирования коксовальных печей и нагрузка их.

Metalurgia 32 (1980), nr. 9, p. 449—453

ДК : 66.097

Хэтэреску, О., Розолимо, Паулина, и Александреску, А.: **Исследования, касающиеся изготовления и использования катализаторов в процессах получения восстановительных газов**

Представлены результаты экспериментов, касающихся химической деятельности шести видов катализаторов в процессе получения восстановительных газов на основе каталитической конверсии метана с углекислотой. Также, в певрой части, работа анализирует некоторые основные задачи, лежащие в основе изготовления катализаторов для конверсии природного газа.

Metalurgia 32 (1980), nr. 9, p. 454—458

ДК : 621.778 :669.781

Катриною, К.: **Исследование поведения при растяжении стали марки OLC45AT**

У стали марки OLC45AT легированная с бором большее проникновение закалки чем у подобных сталей, но не легированных с бором; это ведёт к получению некоторых более повышенных значений, характеристик прочности на растяжение и удар.

Предел текучести по более толстым образцам термической обработки растет с повышением содержания марганца в этой стали.

При изготовлении коленчатых валов для тракторов, которые должны иметь хорошую долговечность в эксплуатации, необходимо выплавлять сталь с содержанием углерода между 0,42...0,47% и марганец между 0,60...0,90%, с размером аустенитного зерна как можно более мелкий (предпочтительно более 6).

Metalurgia 32 (1980), nr. 9. p. 459—464

ДК : 621.785.7

Ламмерт, Фр.: **Содражения по реализации дифференциированного отпуска к стали VM18**

При изготовлении некоторых элементов инструмента, главным образом роликовых валок и пуансонов необходимо получение дифференциированной твёрдости, по их длине, для исключения возможности излома при сдвиге во время работы.

В работе представлены два способа дифференциированного нагрева.

Metalurgia 32 (1980), nr. 9, p. 465—467

ДК : 621.785.333

Флориан, Е.: **Кинетика адсорбции углерода и азота при нитроценментации в эндогазазе с добавками аммиака**

Статья предлагает определение постоянных скоростей реакции в среде газ-металл, углерода и азота при нитроцементации в эндогазе с присадками аммиака, в случае одновременной асдорбции этиз двух элементов.

Из анализа выводится, что при нитроцементации в эндогазе с высоким потенциалом углерода малыми добавками аммиака, значения постоянных скорости адсорбции азота и углерода равны тем, которые определяются углероживанием.

Metalurgia 32 (1980), nr. 9, p. 468—472

ДК : 621.794

Спэтару, И.: **Аспекты, касающиеся термомеханической обработки боросульфизации в ваннах с пониженной температурой**

Работа представляет некоторые технологические данные, касающиеся получения боросульфизированных слоев электролизом в ваннах борного ангидрида, сульфита натрия и гидроокиси натрия.

Также, представлены аспекты микроструктуры боросульфизированного слоя сравнительно с боризированным слоем, полученным в ваннах с расплавленным стеклом и даются распределения интенсивности излучения лучами X, характерными для элементов, SK_{α}; BK_{α}; FeK_{α} в боросульфизированном слое.

Представлены некоторые данные об износостойкости боросульфизированных слоев на стали 40C10 и некоторые преимущества использования процесса боросульфизации.

Metalurgia 32 (1980), nr. 9, p. 473—477

ДК : 669.2/8 :539.4/5

Иенчю, М., Молдован, П. Маринеску Д. и *Жула, Г.:* **Исследования, касающиеся влияния кобальта на свойства сплавов Cu-Cr-Zr**

В работе представлены результаты исследований, касающиеся легирования бронза с хромом и циркония с кобальтом .

Изложены технологические особенности разработки и результаты определения величин некоторых механических свойств.

Добавка кобальта в определенных пределах ведет к улучшению механических свойств сплавов в литом состоянии.

Metalurgia 32 (1980), nr. 9, p. 478—481

ДК : 669.1 :658.2.002.61

Вахнюк, Н. и Лукиан, Гр.: **Повышение степени использования станков и металлургического оборудования**

Представлены некоторые методы и средства организации деятельности в цехах, в которых находятся станки и оборудования, а именно: использование полностью времени и мощности работы применяя две или несколько машин или оборудований.

Вследствии деятельности рациональной нагрузки станков и оборудования в металлургии была получена экономическая эффективность сокращения рабочей силы на 2,2%.

Metalurgia 32 (1980), nr. 9, p. 482—484

ДК : 681.32 :662.614

Чюку, Виктория, Чюку, И., Шнайдер, Г. и Шутеу, В.: **Применение современной вычислительной техники при составлении реальных электрических балансов**

Работа является оперативной методикой для составления реальных электрических балансов с помощью современной вычислительной техники. Описана методология составления этих балансов на промышленных предприятиях для главных потербителей электрической энергии, а именно: электрические двигатели, питающие кабли и силовые трансформаторы.

Metalurgia 32 (1980), nr. 9, p. 485—489

ДК : 662.741.3

Бостан, И., Якоб, И. и Мирческу, И.: **Расчет отверстия воздушной щели на клапанах коксовых батарей**

Metalurgia 32 (1980), nr. 9, p. 490—493

METALURGIA 9

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA 1980

Dr. ing. I. Grasoi, ing. A. Urseanu,
ing. N. Sârbu şi ing. I. Itu
Combinatul siderurgic—Reşiţa

Producerea aglomeratului cu bazicitate ridicată

C.Z: 622. 785

Tendinţa generală observată în ultimii ani în metalurgia fontei este de a reduce încărcătura furnalului la doi componenţi: aglomerat autofondant şi cocs metalurgic. Caracteristica principală a aglomeratului autofondant constă în valoarea indicelui de bazicitate:

$$I_B = \frac{CaO\% + MgO\%}{SiO_2\% + Al_2O_3\%}$$

În mod teoretic, pentru ca zgurificarea silicei şi aluminei din aglomerat să se poată realiza fără adaos de calcar, indicele de bazicitate al aglomeratului trebuie să fie egal cu 1,0. Însă, pentru că în furnal se mai introduce silice împreună cu cenuşa cocsului, bazicitatea aglomeratului are tendinţă de creştere.

Datorită contactului strîns între componenţii acizi şi bazici, funcţionarea furnalului cu aglomerat autofondant se caracterizează printr-un mers mai uniform. Consumul de cocs pe tona de fontă se micşorează prin transferarea reacţiei de descompunere a calcarului din furnal la maşina de aglomerare şi implicit creşte utilizarea volumului util al furnalului.

Aglomeratul autofondant prezintă următoarele avantaje faţă de aglomeratul obişnuit:

— reductibilitatea aglomeratului autofondant este superioară faţă de cea a aglomeratului obişnuit;

— adaosul de calcar în amestecul de aglomerare poate duce la eliminarea lui completă din încărcătura furnalului.

Experimentări. Experimentările au fost efectuate în prima parte pentru stabilirea influenţei creşterii indicelui de bazicitate al aglomeratului, în condiţii de retur echilibrat, asupra principalilor parametri indicativi şi de calitate ai acestuia, iar în partea a doua s-a urmărit atingerea valorii maxime a bazicităţii de 8,116.

În prima parte, pentru stabilirea caracteristicilor optime ale aglomeratului autofondant s-au efectuat experimentări într-o instalaţie tip cuvă de aglomerare. Indicele de bazicitate a variat între 0,65 şi 5,88 (12 sorturi de aglomerat). S-a urmărit şi consumul de cocs care s-a modificat în mod dirijat, pentru a stabili efectul lui asupra caracteristicilor aglomeratului. Peste încărcătura de minereuri (100%) s-a adăugat progresiv calcar cu granulaţia cuprinsă între 0 şi 3 mm, astfel încît să se obţină indicele de bazicitate prescris. Proporţia de retur utilizată în şarjă a fost de 30%. Cocsul mărunt, între 0 şi 3 mm, s-a adăugat progresiv.

Înălţimea stratului de material a fost aceeaşi la toate determinările — 300 mm.

Aprinderea materialului din cuvă s-a făcut cu ajutorul unui arzător de gaz metan, menţinîndu-se flacăra deasupra cuvei timp de 4 min. Înainte de aprindere s-a asigurat un regim de depresiune (prin deschiderea robinetului) care a fost măsurat sub grătar. Ca timp de sinterizare s-a considerat perioada de la aprinderea şarjei, pînă cînd s-a atins temperatura maximă indicată de termocuplul montat la baza cuvei.

După aglomerare, materialul a fost evacuat din cuvă prin basculare, separîndu-se prin ciuruire fracţiunea sub 10 mm, care este considerată drept retur (material de recirculare), iar fracţiunea peste 10 mm este considerată aglomerat bun.

La fiecare şarjă de aceeaşi bazicitate s-a căutat să se determine consumul minim de cocs în condiţii de retur echilibrat ($R_R/R_C = 1$), unde:

R_R este retur realizat;
R_C — retur consumat.

Experimentările au fost efectuate cu cantităţi din ce în ce mai mari de cocs, pe măsura măririi bazicităţii aglomeratului.

Datele experimentale obţinute sînt reprezentate în figura 1.

În această figură se prezintă variaţia parametrilor indicativi şi de calitate ai aglomerării în funcţie de creşterea bazicităţii aglomeratului.

Consumul de cocs: producţia specifică şi rezistenţa mecanică au variat în condiţii de retur echilibrat ($R_R/R_C = 1$), astfel încît cu toate că se măreşte consumul de cocs, în condiţii normale ar trebui să crească producţia specifică, dar avînd în vedere creşterea bazicităţii aglomeratului, producţia specifică suferă o uşoară înrăutăţire. În domeniul bazicităţii cuprinse între 1,3 şi 1,7, la care nu s-a înregistrat o creştere semnificativă a consumului de cocs, s-a înregistrat o înrăutăţire a rezistenţei mecanice a aglomeratului numai datorită măririi indicelui de bazicitate.

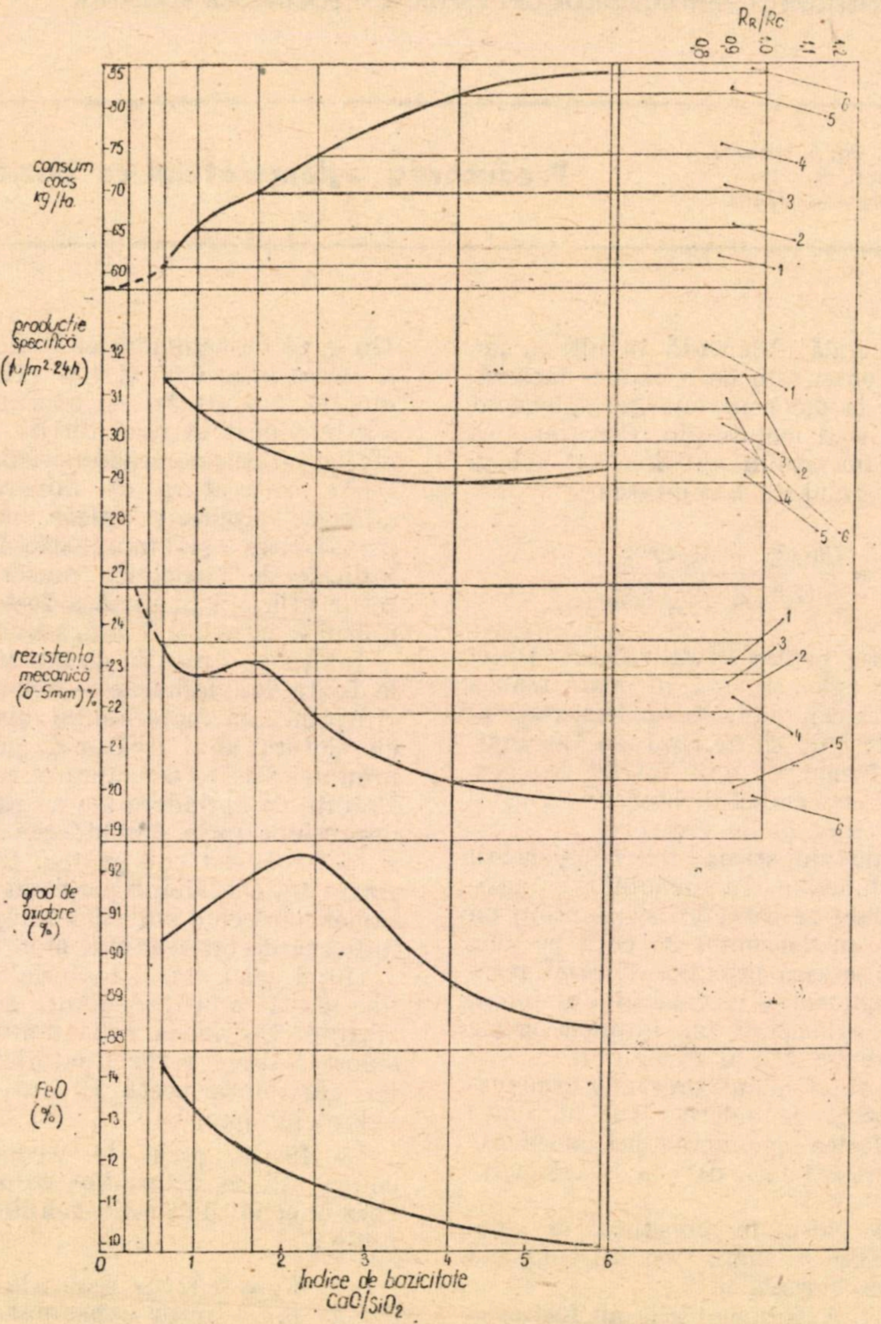


Fig. 1

Analiza mineralogică a arătat că în acest domeniu de bazicitate s-a mărit conţinutul de ferită de calciu în aglomerat, ceea ce a dus la mărirea rezistenţei mecanice, fără necesitatea de a se mări cantitatea de magnetit (Fe_3O_4) redusă din hematit (Fe_2O_3) — proces puternic endoterm.

Viteza verticală de sinterizare creşte în general cu mărirea bazicităţii, atingînd valori maxime de 13,4 mm/min, la un indice de bazicitate de 5,88.

Cu creşterea bazicităţii aglomeratului se înregistrează o scădere a conţinutului de fier total din aglomerat de la 49,59 la 36,96% din cauza măririi proporţiei de calcar în încărcătura de aglomerare, obţinîndu-se concomitent şi o scădere a conţinutului de oxid feros al aglomeratului de la 14,20 la 10,06%.

Analiza mineralogică a probelor de aglomerat arată că mărirea bazicităţii aglomeratului contribuie la micşorarea conţinutului de magnetit ($Fe_2O_3 \cdot FeO$) din aglomerat, deci şi a conţinutului de FeO.

La bazicităţi de peste 1,7, conţinutul de magnetit continuă să scadă, dar apar alţi compuşi care conţin oxid feros, cum sînt: piroxeni ferocalcici sau feromonticelit. Formarea oxidului feros, deci a magnetitului, este determinată de consumul specific de cocs pînă la bazicitatea de circa 2 a aglomeratului. Peste această bazicitate, creşterea consumului de cocs nu mai măreşte sensibil conţinutul de oxid feros, ci constituie necesarul pentru disocierea cantităţilor sporite de calcar din încărcătura de aglomerare.

În ipoteza măririi consumului de cocs la peste 12% se poate obţine mărirea procentului de FeO în aglomeratul cu bazicitatea de peste 3. La această bazicitate Fe^{+2} nu mai este component al magnetitului, ci al ferosilicaţilor de calciu.

La experimentările efectuate pentru fabricarea aglomeratului cu bazicitate ridicată pînă la 8,116, pe maşina de aglomerare, s-au utilizat materiile prime indicate în tabelul 1.

Compoziţia chimică a amestecului de şarjă din perioada experimentărilor din faza a doua este prezentată în tabelul 2.

Tabelul 1

Denumirea materiei prime	U/M	Compoziţia utilizată pentru bazicitatea de:					
		0,80	2,50	3,40	4,55	6,19	8,116
Hematită	%	70	—	—	27,9	31,4	19,4
Limonită	%	—	57,4	53,1	—	—	—
Ţunder (oxid)	%	23,2	19,1	17,8	18,6	10,9	12,9
Calcar	%	—	16,8	22,5	46,6	50,0	57,7
Cocs metalurgic	%	6,6	6,8	6,8	6,9	7,7	10,0

Granulaţia componenţilor amestecului de şarjă sînt prezentaţi în tabelul 3.

Rezultatele încercărilor de aglomerare în etapa a doua, utilizînd cele două maşini de aglomerare, sînt prezentate în tabelul 4.

În perioada experimentărilor industriale, consumul de gaz metan pentru cuptorul de aprindere a fost cuprins între 550 şi 620 m^3N/h, iar gazul metan ars suplimentar pe prima treime după cuptorul de aprindere a fost de 700—850 m^3N/h.

Tabelul 3

Denumirea materiei prime	Fracţia granulometrică, %						
	0,0—0,5 mm	0,5—1 mm	1—2 mm	2—3 mm	3—4 mm	4—5 mm	5—10 mm
Hematită	10,0	21,5	21,0	13,5	12,0	9,0	11,0
Limonită	18,0	24,0	23,0	13,5	7,5	5,0	9,0
Ţunder (oxid)	11,5	10,0	20,0	11,0	16,0	20,0	11,5
Calcar	28,0	23,5	30,0	14,5	2,0	2,0	—
Cocs metalurgic	28,5	21,5	31,0	15,0	3,0	2,0	—

Producţia de aglomerare din fiecare perioadă a fost cuprinsă între 4 700 şi 8 000 t.

Dintre parametrii de aglomerare prezentaţi în tabelul 4 se observă că prin creşterea bazicităţii aglomeratului se înregistrează o scădere a producţiei specifice, rezultînd în medie ca pentru o creştere a bazicităţii cu 1,0 producţia specifică să scadă cu 0,65 $t/m^2 \cdot 24$ h.

Consumul specific de cocs mai ridicat pentru bazicitatea de 2,50 şi 3,40 se datoreşte în mai mică măsură creşterii bazicităţii aglomeratului, iar în cea mai mare măsură se datoreşte utilizării limonitelor, care necesită un consum suplimentar de combustibil pentru aglomerare.

Pe măsura creşterii bazicităţii aglomeratului se remarcă o îmbunătăţire considerabilă a rezistenţei sale mecanice, care la bazicitatea de 3,4 atinge valoarea cea mai bună de 10,5% (fracţia cuprinsă între 0 şi 5 mm). În cazul perioadei cu bazicitatea de 0,80, conţinutul de SiO_2 este ridicat (9,38%), ceea ce se datoreşte faptului că în această perioadă pe lîngă amestecul de bază menţionat în tabelul 1 s-a utilizat şi returul rămas din producţia curentă în proporţie de 25—40%,

Tabelul 2

Denumirea materiei prime	Analiza chimică, %								
	SiO_2	Fe	Al_2O_3	FeO	CaO	Mn	P	P.C	MgO
Hematită	1,64	63,89	3,16	—	0,29	0,20	0,030	—	0,080
Limonită	3,84	59,45	3,19	1,18	6,17	0,11	0,163	15,06	0,060
Ţunder (oxid)	5,25	58,59	3,60	36,00	2,45	0,58	0,178	3,60	—
Calcar	3,78	—	1,91	—	50,68	—	—	41,30	0,40
Cenuşă cocs	41,20	18,63	20,18	—	4,74	0,41	0,508	—	2,57

Tabelul 4

Indicator	U/M	Bazicitatea aglomeratului					
		0,80	2,50	3,40	4,55	6,19	8,116
Caracteristicile amestecului							
Participarea amestecului de minereuri	%	100	82	75,8	46,5	42,3	32,3
Participarea calcarului	%	—	18	24,2	53,5	57,7	67,7
Umiditatea amestecului de șarjă	%	8,9	7,0	5,9	8,7	8,5	8,2
Consumul specific de cocs fizic	kg/t	74,20	88,0	94,50	98,10	105,8	115,0
Parametrii procesului de aglomerare							
Înălțimea stratului	mm	300	300	300	300	300	300
Depresiunea	mmCA	808,5	705,0	753,0	646,0	650	520
Temperatura în colector	°C	115	129	133	127	136	121,5
Viteza mașinii de aglomerare	m/min	2,30	2,05	1,92	1,95	1,90	1,80
Producția specifică	t/m^2 24 h	27,30	26,85	24,15	23,6	22,9	22,0
Calitatea aglomeratului							
Fe	%	57,19	57,44	52,08	40,73	36,96	30,96
FeO	%	17,19	16,24	16,18	11,39	10,15	8,08
CaO	%	7,53	10,98	18,07	35,73	33,41	46,10
SiO_2	%	9,38	4,39	5,31	7,85	5,42	5,68
P	%	—	0,123	0,108	0,115	0,110	0,120
Mn	%	0,087	0,120	0,160	0,142	0,20	0,10
Rezistența mecanică 0—5 mm	%	19,0	14,5	10,5	13,5	15,0	16,00

iar producția de aglomerat a fost doar de 2 340t. Compoziția mineralogică a aglomeratelor se deosebește destul de mult, astfel în cazul aglomeratului cu bazicitatea de 0,8 predomină magnetita. Creșterea cristalelor de magnetită primară nefiind împiedicată de cristalele vecine, acestea prezintă deseori o fațetare perfectă, intrînd în structura aglomeratului sub formă de grăunți neregulați. Aglomeratul cu bazicitatea 3,4 —8,116 se caracterizează printr-un conținut ridicat de ferite de calciu (50%), formînd aglomerări cu granulația fină. Magnetita apare sub formă de dendrite, spațiile dintre ele fiind umplute cu ferită de calciu — care prezintă un rol deosebit de important în îmbunătățirea rezistenței mecanice a aglomeratului.

La bazicități de 2,50 feritele monocalcice și dicalcice apar ca înlocuitori ai magnetitei.

Încorporarea oxidului de calciu în structura aglomeratului va avea ca efect descompunerea magnetitei.

La o bazicitate de 3,40 apare ferită monocalcică, diferită monocalcică și silicatul dicalcic, componenți care pot fi distinși ușor. Din cercetările efectuate a rezultat că oxidul de calciu are rol de zgurificare și, pe lîngă silicatul de calciu, formează feriții de calciu. În aceste condiții nu mai apare faialita greu reductibilă. În schimb este favorizată apariția oxidului de magneziu, prin a cărei prezență se stabilizează oxizii de fier ușor reductibili.

În cazul bazicităților cuprinse între 4,55 și 8,116, s-a putut constata o aglomerare destul de uniformă a șarjei, însă în timpul procesului de sinterizare (în zona unor goluri de pe mașină) s-a putut observa o scădere a zonei de foc față de aceea a aglomeratelor obișnuite cu bazicitatea între 1,2 și 1,4.

Concluzii

Prin creșterea bazicității aglomeratului pînă la circa 6, rezultă — în condiții de retur echilibrat — o scădere a producției specifice cu circa 2 $t/m^2 \cdot 24$ h, concomitent cu îmbunătățirea rezistenței mecanice a aglomeratului cu circa 4% fracția de la 0—5 mm. Cu creșterea bazicității scade conținutul de oxid feros al aglomeratului, prin formarea unor structuri de feriți de calciu care prezintă o rezistență mecanică mai bună.

În cazul aglomeratului cu bazicitatea de 8,116 se obține circa 30% fier, cu o rezistență mecanică de 16, față de rezistența de circa 22 care se obține în condiții normale.

Producția specifică scade cu 4—5 $t/m^2 \cdot$zi efectivă, față de perioada de referință, deci o scădere de maximum 19%.

Se consideră că un aglomerat cu bazicitatea 8 poate înlocui cu succes și cu o eficiență economică ridicată calcarul din încărcătura furnalelor.

* * *

Ing. M. Roşoagă
I.C.P.P.A.M.—Galaţi

Cauzele blocării piloţilor de cocs în camerele de cocsificare

CZ: 662.741.3

La sfîrşitul perioadei de cocsificare, între pilotul de cocs şi pereţii camerelor de cocsificare, ca urmare a contracţiei pilotului se formează un rost. Dacă rostul este mic sau lipseşte în totalitate, atunci pilotul de cocs, la evacuare, transmite presiunea împingătorului de cocs la pereţii camerelor de cocsificare. În acest caz la evacuarea pilotului de cocs are loc o frecare nu numai pe vatra camerei dar şi pe pereţii acesteia, care determină un efort suplimentar al electromotorului de la ştangă, măreşte consumul de curent şi creşte intensitatea acestuia. Astfel intensitatea înregistrată la evacuarea cocsului caracterizează mersul uşor sau greoi al pilotului de cocs. Intensitatea curentului electromotorului ştangăi este inconstantă, intensitatea maximă a curentului este în momentul pornirii pilotului de cocs, apoi ea scade şi evacuarea în continuare a pilotului de cocs se face la o intensitate mai mică şi constantă, deoarece la o intensitate mai mare, datorită rezistenţei ivite la mişcarea pilotului de cocs, este posibil să se exercite o presiune mai mare a pilotului pe pereţii camerei de cocsificare. Aceasta înseamnă evacuarea greoaie a pilotului de cocs; de asemenea, la cuptoarele din care nu s-a putut evacua cocsul din prima împingere, aceasta înseamnă cuptor blocat.

Mersul greoi al pilotului de cocs şi blocarea cuptoarelor duc la: scurtarea timpului de folosinţă a bateriilor de cocs, micşorarea capacităţii acestora şi îngreuierea în general a exploatării bateriilor. De aceea pentru fiecare baterie de cocsificare, în funcţie de starea tehnică a zidăriei camerelor de cocsificare, caracteristicile electromotorului împingătorului de cocs şi felul curentului, se stabileşte intensitatea admisibilă a curentului la evacuarea cocsului. Trebuie făcută o deosebire la aprecierea mărimii intensităţii, condiţionat de funcţionarea motorului în regim de pornire, de mărimea intensităţii la evacuarea cocsului. În exploatarea bateriilor interesează în special intensitatea la evacuarea cocsului şi nu impulsul de pornire.

Cauzele evacuării greoaie şi a blocării piloţilor de cocs

Întocmirea greşită a reţetelor de cărbune. Şarjele de cărbune pentru fabricarea cocsului sînt amestecuri complexe, în care poate fi introdus orice fel de cărbune, cu menţiunea ca amestecul rezultat să îndeplinească anumite condiţii şi anume:

a — asigurarea proporţiilor de aglutinare — cocsificare, adică indicele dilatometric „*G*" să aibă valori în limite tehnologice, similar şi pentru indicele de umflare;

b — asigurarea compoziţiei chimice corespunzătoare, adică a calităţii cocsului ce urmează a fi obţinut.

Problema alcătuirii şarjei de cărbune pentru cocsificare este o chestiune de experienţă şi de observaţie empirică. Pînă în prezent nu a fost elaborată o metodă unică şi universal valabilă de alegere a componenţilor şarjei, care să dea indicaţii certe asupra corelaţiei dintre calitatea cărbunilor şi calitatea cocsului. În practică se folosesc diferite metode pentru alcătuirea şarjelor de cărbune, cum ar fi: aglutinarea, plastifierea şi alura de degazare, analiza completă a stării plastice etc.

Starea plastică este hotărîtoare pentru întreg procesul de formare a cocsului. Însuşirea masei plastice de a opune rezistenţă la evacuarea gazelor caracterizează permeabilitatea sau impermeabilitatea la gazele rezultate din masa de cocsificare. Masa plastică vîscoasă împiedică într-o măsură mai mare sau mai mică evacuarea produselor rezultate din descompunere, care tind să mărească volumul şarjei de cărbune. Pe această cale se poate dezvolta presiunea de umflare (care mai depinde şi de permeabilitatea la gaze a straturilor de: semicocs, cocs şi de densitatea reţelei fisurilor formate în aceste straturi). Presiunea de umflare este atît de mare încît poate afecta zidăria camerelor, în special la cocsificarea huilelor slab aglutinante, caracterizate printr-o contracţie neînsemnată.

În figura 1 este redată alura de degazare la diferite huile. Alura de degazare exprimă ritmul şi intensitatea descompunerii pirogenetice şi a degajării materiilor volatile în cele trei perioade determinate de starea plastică:

— predegazarea, înaintea înmuierii cărbunelui;

— postdegazarea principală, în intervalul stării plastice;

— postdegazarea, după reîntărirea masei.

La cărbunii cu bune însuşiri de cocsificare, degazarea materiilor volatile este concentrată în intervalul stării plastice, iar la cărbunii slab cocsificabili sînt foarte dezvoltate perioadele de pre- şi postdegazare.

Mărimea contracţiei şarjelor de cărbune depinde de însuşirile tehnologice ale acesteia. O şarjă bine alcătuită trebuie să aibă contracţia pe verticală de 300 —450 mm, iar pe transversal, de 2,5 — 3,0 mm. La o astfel de contracţie nu se constată în practică „un mers greoi'' al pilotului şi deci nici blocări. O contracţie mică a şarjei de cărbune poate fi determinată de următoarele cauze : alcătuirea necorespunzătoare a reţelelor, necocsificarea piloţilor datorită necorelării dintre temperatura pereţilor de încălzire şi perioada de cocsificare prescrisă sau grăbirea ritmului de evacuare a cocsului şi, de asemenea, din cauza scăpării aburului de la purjele care rămîn cuplate sau a scăpărilor de apă amoniacală de la stropirea în coturi ; toate aceste cauze fac ca pilotul să nu se cocsifice la partea superioară.

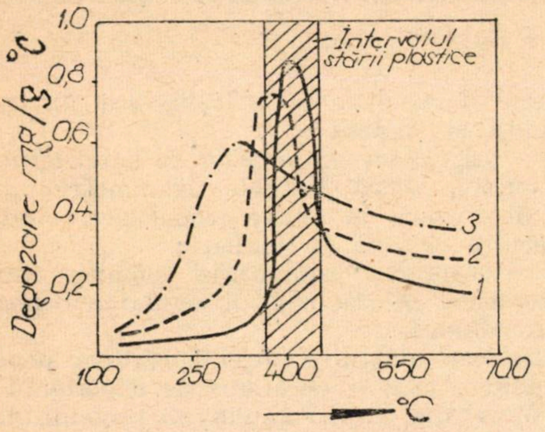


Fig. 1. Aluri de degazare la diferite huile :

1 — huilă grasă cu însuşiri bune de cocsificare;
2 — huilă de gaz cu însuşiri medii de cocsificare;
3 — huilă flambantă slab cocsificabilă

În cazul alcătuirii necorespunzătoare a şarjelor, blocarea se produce de obicei la un număr mare de camere.

Abateri de la regimul hidraulic al cuptoarelor de cocs. În cazul unui regim hidraulic corect al colectorului de gaz, presiunea gazului brut de cocs trebuie să fie menţinută la o asemenea valoare încît să se asigure o presiune pozitivă pe vatra camerei, pe toată durata de cocsificare a pilotului de cărbune şi să fie tot timpul mai mare decît presiunea din camerele de încălzire. În situaţia cînd regimul hidraulic nu este corect menţinut are loc aspirarea de aer, în camera de cocsificare, prin neetanşeităţile de la uşi, guri de încărcare şi a produselor de ardere din camerele sistemului de încălzire. Aceasta duce la arderea unei părţi din cocs, care se transformă în cenuşă şi se depune pe zidăria pereţilor camerelor de cocsificare şi vetrele acestora, făcînd masă comună cu acestea şi totodată se produc supraîncălziri locale, care duc la topirea zidăriei pereţilor camerelor de cocsificare, provocînd zgurificarea acestora, iar piloţii se blochează. De asemenea mărunţirea cocsului mai are loc şi în cazul cînd se lucrează cu temperaturi mai mari decît cele prescrise pentru perioada de cocsificare dată. O mărunţire a cocsului în camerele de cocsificare mai poate fi provocată şi de o prelungire a perioadei de cocsificare şi neluarea de măsuri în regimul termohidraulic al bateriilor de cocs. Mărunţirea cocsului este direct proporţională cu gradul de monolitizare a pilotului de cocs.

Reglarea defectuoasă a regimului termic al bateriilor. Pentru asigurarea încălzirii uniforme a şarjei de cărbune în toate camerele de cocsificare, este necesar să se alimenteze cantităţi egale de gaz şi aer în toţi pereţii de încălzire. Uniformitatea distribuţiei temperaturii pe lungimea bateriei este condiţionată de : uniformitatea evacuării cocsului din camerele de cocsificare şi încărcarea acestora, gradul de curăţenie a armăturilor şi a conductelor de gaz, gradul de reglare a regimului hidraulic pe lungimea bateriei etc.

Aceasta se realizează prin reglarea încălzirii cuptoarelor de cocs, care să corespundă următoarelor condiţii :

— Încălzirea pereţilor camerelor de cocsificare trebuie să varieze în asemenea limite de temperatură, încît viteza de cocsificare a pilotului de cărbune să fie uniformă pe toată lungimea, lăţimea şi înălţimea camerei de cocsificare.

— Temperatura medie în axa pilotului nu trebuie să depăşească limitele de 950 —1 050°C.

— La cuptoarele cu conicitate pe orizontală este necesar ca temperatura în verticale de pe partea de cocs să fie mai mare, pentru asigurarea cocsificării uniforme a şarjei în zonele mai late ale camerei ; consumul de căldură se impune să fie mai mare cu circa 5 —8% decît pe partea maşinii. Din practică (şi calculele au demonstrat) s-a constatat că, pentru fiecare milimetru de conicitate, temperatura trebuie să crească de pe partea maşinii spre partea de cocs cu aproximativ 1°C/mm.

Tabelul 1

Conicitatea camerei, mm	Creşterea temperaturii pe partea cocs faţă de partea maşinii, °C
30	25—30
40	30—40
50	40—50
60	50—60

În tabelul 1 este redată creşterea temperaturii pe partea de cocs, faţă de partea maşinii, funcţie de conicitatea camerelor de cocsificare.

Conicitatea camerei influenţează nu numai asupra cantităţii de şarjă care revine verticalei respective, dar şi asupra căldurii de cocsificare şi randamentului termic.

– Temperatura în spaţiul de sub boltă al camerei de cocsificare să nu depăşească 800 – 850°C (cînd perioada de cocsificare se află la 2/3).

– Scăderea temperaturii în verticale între două reveniri este de 75 – 80°C la bateriile cu recircularea produselor de ardere şi încălzite cu gaz de cocs şi de 75 – 90°C la bateriile fără recirculare. La încălzirea cu gaz de furnal scăderea temperaturii între reversii este de 70 – 80°C.

Scăderea mai mică a temperaturilor la cuptoarele cu recirculare şi la încălzirea cu gaz de furnal se explică prin alungirea flăcării. În timpul efectuării reversiei, cînd se menţine depresiunea constantă în canalele de fum, depresiunea la partea superioară a regeneratoarelor scade cu circa 0,5 mm col. H_2O, aceasta corespunde scăderii coeficientului excesului de aer cu 0,03 – 0,05%.

– Arderea gazului de încălzire trebuie să se facă cu un exces de aer optim. Menţinerea coeficientului excesului de aer optim este importantă nu numai pentru micşorarea consumului de gaz de încălzire, dar o însemnătate mult mai mare o are influenţa acestuia asupra flăcării de ardere şi uniformităţii încălzirii pe înălţimea pilotului de cocs, în special la bateriile fără recircularea produselor de ardere.

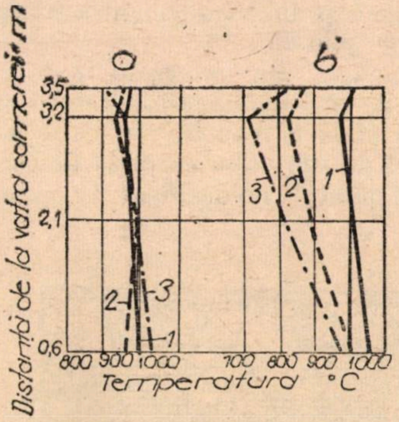


Fig. 2. Distribuţia temperaturilor pe înălţimea pilotului la cuptoarele *PVR*(*a*) şi la cuptoarele fără recirculare (*b*), la diferite valori ale excesului de aer:

1 – coeficientul excesului de aer – 1,1;
2 – coeficientul excesului de aer – 1,2;
3 – coeficientul excesului de aer – 1,3

La bateriile cu grad mare de recirculare a produselor de ardere (de exemplu *PVR*), modificarea coeficientului excesului de aer în limitele 1,1 – 1,5 influenţează puţin asupra uniformităţii încălzirii pe înălţimea piloţilor de cărbune. În figura 2 este redată distribuţia temperaturilor pe înălţimea pilotului de cărbune, la cuptoarele fără recirculare şi cu recirculare la diferite valori ale excesului de aer.

Reglarea temperaturii pe înălţimea pereţilor de încălzire este funcţie de: construcţia cuptoarelor, grosimea pereţilor de încălzire, excesul de aer, gradul de recirculare a produselor de ardere, densitatea pilotului de cărbune (care depinde de umiditatea şarjei şi de gradul de măcinare a cărbunilor) şi de alţi factori.

Coeficientul excesului de aer optim se determină după analiza compoziţiei produselor de ardere, prelevate din verticalele de încălzire sau din supapele de aer – gaze arse. Întrucît această analiză se face la un număr redus de probe, valoarea coeficientului excesului de aer se fixează după valoarea depresiunii de la partea superioară a regeneratoarelor de aer în curent ascendent. Relaţia între cantitatea de aer care intră în unitatea de timp şi depresiunea de la partea superioară a regeneratoarelor este:

$$P = \eta_1 \frac{v_1}{2g} \cdot \gamma \frac{T_1}{273} + \eta_2 \frac{v_2}{2g} \cdot \gamma \frac{T_2}{273} -$$

$$- H_{0-2} (\gamma_a - \gamma_{Pa})$$

unde:

P este depresiunea la partea superioară a regeneratoarelor de aer, mm col. H_2O;
η_1 şi η_2 – coeficienţii de rezistenţă a supapelor aer – gaze arse şi respectiv a regeneratoarelor;
v_1 şi v_2 – viteza aerului în supape şi respectiv în regeneratoare, m/s;
T_1 şi T_2 – temperatura în supape şi respectiv în regeneratoare, K;
$H_{0-2}(\gamma_a - \gamma_P)$ – presiunea hidrostatică între supape şi regeneratoare, mm col. H_2O.

Dacă se înlocuieşte viteza aerului v_1 şi v_2 cu raportul volumelor de aer consumat (V_a) faţă de suprafaţa secţiunii transversale (F), iar mărimile constante ale ecuaţiei se notează cu:

$$a_1 = \frac{\gamma \eta_1}{2gF_K^2 \cdot 273} \quad \text{şi} \quad a_2 = \frac{\gamma \eta_2}{2gF_P^2 \cdot 273}$$

atunci ecuaţia devine:

$$P + H_{0-2}(\gamma_a - \gamma_P) = a_1 V^2 a T_1 + a_2 V_a^2 T_2$$

Rezistenţa supapelor depinde de temperatura aerului din tunele. Schimbarea temperaturii aerului (fără modificarea volumului necesar arderii) cu 20°C modifică rezistenţa cu 7% sau cu circa 0,3 – 0,4 mm col. H_2O.

Dacă depresiunea la partea superioară a regeneratoarelor se menţine constantă, atunci la schimbarea temperaturii aerului se schimbă şi debitul acestuia şi deci şi coeficientul excesului de aer. De aceea la schimbări bruşte de temperaturi ale aerului (vară — iarnă) trebuie modificat tirajul şi plăcuţele de la supape aer — gaze arse, pentru asigurarea reglării depresiunii de la partea superioară a regeneratoarelor şi valoarea excesului de aer.

Dacă debitul de gaz se modifică, de exemplu dacă se măreşte, cantitatea produselor de ardere creşte, acesta duce la micşorarea depresiunii la partea superioară a regeneratoarelor, ceea ce atrage după sine micşorarea cantităţii de aer şi deci scăderea coeficientului excesului de aer.

Oprirea evacuării cocsului pe o perioadă de pînă la 1 h, regimul de încălzire nu se schimbă. Dacă oprirea este de 4 — 5 h se reduce consumul de gaz cu 15 — 20 % (aceasta depinzînd de numărul de cuptoare care au ciclul de cocsificare terminat). Oprirea evacuării cocsului pe o perioadă de 8 — 10 h reduce temperaturile medii în verticale cu 15 — 30°C. Odată cu modificarea temperaturii în verticale se modifică corespunzător excesul de aer şi parametrii regimului hidraulic. Dacă nu se asigură regimului termic al bateriilor de cocs parametrii menţionaţi înseamnă o reglare defectuoasă a acestuia.

Deteriorarea pereţilor camerelor de cocsificare. Aceasta constă în deformarea pereţilor care poate fi concavă sau convexă, datorită fisurării pereţilor camerelor de cocsificare. În figura 3 se redau deteriorări ale zidăriei cuptoarelor.

O altă cauză a deteriorării pereţilor este frecarea ştangăi de aceştia, avînd la bază următoarele cauze : necentrarea corectă a ştangăi de către mecanicul de la împingătorul de cocs, la evacuarea pilotului de cocs, strîmbarea ştangăi, dereglarea rolelor de ghidare ale ştangăi etc.

Alte cauze care determină evacuarea greoaie a piloţilor de cocs :

a — Deformarea lăzilor de la maşinile de cocs sau cînd lada este mai înaltă decît pragul vetrelor camerelor de cocsificare.

b — Deformarea ramelor de la uşi înspre interiorul camerelor de cocsificare.

c — Lipsa pragurilor de la vetrele camerelor de cocsificare sau pragurile se află la o cotă superioară vetrelor.

d — Nivelul de încărcare a camerelor de cocsificare. La o supraîncărcare a camerelor va rămîne necocsificată partea superioară a pilotului, la gurile de încărcare se produc blocări, de asemenea supraîncărcarea deregleazǎ circulaţia gazelor în spaţiul de sub boltă. Încărcarea insuficientă duce la creşterea temperaturilor în spaţiul de sub bolta camerei şi la cracarea hidrocarburilor cu depunere de grafit pe bolţile camerelor de cocsificare. După o încărcare insuficientă şi apoi o încărcare normală apare mersul greoi al evacuării piloţilor de cocs. Cînd încărcarea pe partea maşinii se face incomplet apare neverticalitatea pilotului de cocs şi din această cauză ştanga apasă neuniform pilotul.

e — Planarea sau nivelarea defectuoasă a pilotului de cărbune duce la blocarea gurilor de încărcare şi la o proastă circulaţie a gazelor în spaţiul de sub bolta camerei de cocsificare, rămînînd pilotul necocsificat la partea superioară.

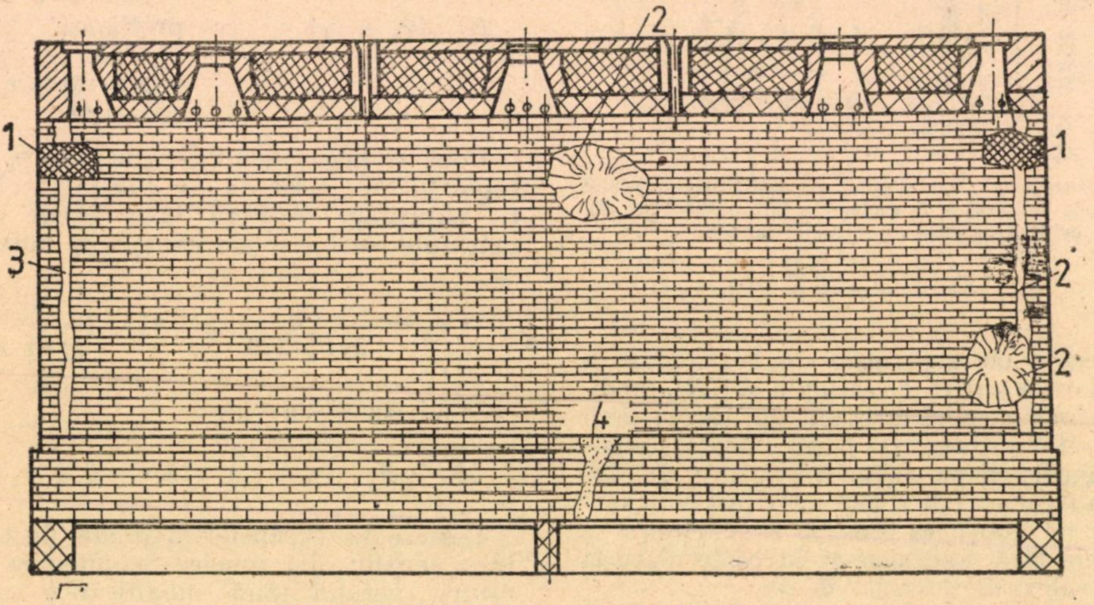


Fig. 3. Deteriorări ale zidăriei cuptoarelor de cocs:

1 — cărămidă căzută la capetele cuptorului; *2* — spărtură în cuptor sau cărămidă erodată prin exfoliere sau zgurificare; *3* — crăpături în zona verticalelor de margine; *4* — zgurificări şi topituri eutectice prin reacţie cu componenţii cenuşii cărbunilor, sau cocsului *f* — Eroziunea vetrelor camerelor de cocsificare, aceasta datorîndu-se nereglării capătului ştangăi sau blocării tălpii de la ştangă, tasării liniei de rulare a împingătorului de cocs etc.

Prevenirea mersului greoi şi blocării piloţilor de cocs

Pentru fiecare caz de depăşire a valorii normale maxime stabilite a amperajului, se face o analiză amănunţită a cauzelor.

Cunoaşterea cauzelor este necesară pentru preîntîmpinarea blocării şi mersului greoi al piloţilor de cocs. În analiză se vor urmări:

— Starea zidăriei pereţilor camerelor de cocsificare, după evacuarea cocsului.

— Calitatea arderii gazului în verticalele de încălzire.

— Măsurarea temperaturii în lungul pereţilor de încălzire.

— Reglarea corectă a regimului termohidraulic al bateriilor.

— Pregătirea corectă a şarjei de cărbune.

— Starea tehnică a ştangăi şi a maşinii de împins.

— Executarea lucrărilor de reparaţie — întreţinere a: uşilor blindajelor, ramelor, ancorajelor, pragurilor de la vetrele camerelor de cocsificare, lucrări de reparare şi torcretare a capetelor zidăriei pereţilor camerelor de cocsificare şi a vetrelor acestora.

— Gradul depunerilor de grafit pe bolţile şi pereţii camerelor de cocsificare.

— Gradul de curăţenie şi starea tehnică a vetrelor camerelor de cocsificare. În cazul cînd pe vatră este cenuşă sau cocs mărunt, se montează la capul ştangăi un ştergător din şnur de azbest sau din lemn.

— Gradul de încărcare a camerelor (gurile de încărcare să nu fie blocate).

În cazul piloţilor blocaţi, în afara măsurilor menţionate mai sus, se mai iau următoarele măsuri suplimentare: se curăţă pragurile vetrelor camerelor de pe partea maşinii de cocs mărunt, se nivelează capătul piloţilor pe partea maşinii pînă ce este perfect vertical, se întrerupe alimentarea gazului la pereţii de încălzire care afectează camera blocată şi se lasă să scadă temperatura pînă se obţine un rost între pilot şi pereţii camerei de cocsificare şi se creează regim special pentru pereţii camerelor vecine.

Dacă pilotul nu s-a putut evacua nici la a doua încercare, se vor lua următoarele măsuri:

— Se pun uşile la camera de cocsificare şi cel puţin timp de 2 h nu se umblă la cuptor, pentru a crea posibilitatea încălzirii pereţilor camerelor.

— Dacă deblocarea durează mult se va decupla gazul şi la pereţii camerelor vecine.

— Nu se evacuează camera blocată dacă camerele vecine sînt goale.

De asemenea nu se scot simultan uşile de pe partea de cocs şi partea maşinii în timpul deblocării, deoarece se creează tiraj mare, ceea ce duce la arderea unor cantităţi mari de cocs, transformîndu-l în cenuşă, şi se creează condiţii grele de lucru pentru personalul care lucrează la deblocare.

Măsuri ce se impun a fi luate în timpul deblocării:

— Dacă la prima împingere cocsul s-a oprit în dreptul blindajului de pe partea de cocs şi nu se mai poate monta uşa, se va curăţa cocsul pînă ce se va putea monta uşa.

— Dacă cocsul s-a oprit în lada de ghidare cocs, pentru a preîntîmpina deformarea lăzii, se iau următoarele măsuri: se retrage lada, se deplasează maşina şi se evacuează cocsul din ladă. Dacă nu sînt posibilităţi de deplasare a maşinii de scos uşi (din cauza blocării cu cocs) se retrage lada şi se împinge cu maşina de rezervă.

— După deblocarea cuptorului şi eliminarea cauzelor care au dus la blocare, se curăţă vatra camerei de cenuşă şi de cocs mărunt, se montează uşile camerei, se cuplează gazul la pereţii de încălzire şi cînd s-a atins temperatura de 1 100 —1 150°C se încarcă camera normal (fără supraîncărcare). Se creează regim special pereţilor de încălzire conform perioadei de cocsificare stabilite. Introducerea în serie a unui cuptor care a fost blocat se face după 4 —5 cicluri de cocsificare.

BIBLIOGRAFIE

[1] Izraelit, F.M. şi Cirmnîx, M.S. *Încălzirea cuptoarelor de cocs.* Harkov, Metallurghizdat, 1960, p. 68—130.

[2] Izraelit, F.M. şi Cirmnîx, M.S. *Gospodărirea gazelor la secţia de cocsificare.* Harkov, Metallurghizdat, 1955, p. 99—108.

[3] Virozub, I.V. şi Kustov, B.I. *Regimul termic al cuptoarelor de cocs.* Harkov, Metallurghizdat, 1960, p. 117—160.

[4] Lgalov, K.I., Halabuzar, G.S. şi Kaftan, S.I. *Punerea în funcţiune a cuptoarelor de cocs.* Metallurghizdat, 1954, p. 55—95.

Cercetări privind producerea şi utilizarea catalizatorilor în procesele de obţinere a gazelor reducătoare

Dr. ing. Ov. Hătărăscu, ing. Paulina Rozolimo
şi ing. A. Alexandrescu
Institutul de cercetări metalurgice—Bucureşti

CZ : 66.097

Realizarea proceselor chimice cu ajutorul catalizei reprezintă una din caracteristicile principale ale industriei chimice moderne.

În prezent peste 90 % din procesele tehnologice din industria chimică de mare tonaj sînt bazate pe procese catalitice şi care, în cea mai mare parte, au loc cu ajutorul catalizei eterogene.

În cazul obţinerii gazelor reducătoare din hidrocarburi gazoase naturale cataliza intervine în următoarele reacţii de conversie:

$$1)\quad C_m H_n + 0{,}5\, mO_2 + 1{,}88\, m N_2 = mCO + \frac{n}{2} H_2 + 1{,}88\, mN_2$$

Pentru $m = 1$; $n = 4$; $T = 900-1\,000°C$ şi CH_4/aer $= 1/2{,}38$ rezultă:

$$\Delta H^0_{25} = -8{,}5 \text{kcal/mol}$$
$$CO = 20{,}5\,\%$$
$$H_2 = 41{,}0\,\%$$
$$N_2 = 38{,}5\,\%$$

$$2)\quad C_m H_n + mH_2O = mCO + \left(m + \frac{n}{2}\right) H_2$$

Pentru $m = 1$; $n = 4$; $T = 750 - 775°C$ şi $CH_4/H_2O = 1/1$ rezultă:

$$\Delta H^0_{25} = 49{,}27 \text{ kcal/mol}$$
$$H_2 = 75\,\%$$
$$CO = 25\,\%$$

$$3)\quad C_m H_n + mCO_2 = 2\, mCO + \frac{n}{2} H_2$$

Pentru $m = 1$; $n = 4$; $T = 900-1\,000°C$ şi $CH_4/CO_2 = 1/1$ rezultă:

$$\Delta H^0_{25} = 59{,}10 \text{ kcal/mol}$$
$$CO = 50\,\%$$
$$H_2 = 50\,\%$$

La toate cele trei reacţii de conversie catalizatorii utilizaţi conţin nichel în proporţii variabile între 5 şi 15 %. Avînd în vedere particularităţile termodinamice ale fiecărei reacţii, prezintă o deosebită importanţă suportul ceramic din care este constituit catalizatorul. În acest caz se au în vedere în principal: forma şi dimensiunile suportului, compoziţia chimică şi proprietăţile fizico-mecanice.

În cadrul acestei lucrări sînt prezentate rezultatele obţinute în urma testării, în procesul de conversie a metanului, a unui număr de şase catalizatori şi anume:

— Catalizator *A*, fabricat în R.S.R. la Institutul „Chimigaz"—Mediaş.

— Catalizator *B*, fabricat în Japonia de către Nikki Chemical Co.

— Catalizator C_1, fabricat în R.S.R. la Institutul de cercetări metalurgice—Bucureşti, avînd suport de magnezită.

— Catalizator C_2, fabricat în R.S.R. la Institutul de cercetări metalurgice—Bucureşti, avînd suport silicoaluminos.

— Catalizator C_3, fabricat în R.S.R. la Institutul de cercetări metalurgice—Bucureşti, avînd suport de alumină.

— Catalizator C_4, fabricat în R.S.R. la Institutul de cercetări metalurgice—Bucureşti, avînd suport silicoaluminos, cu conţinut mărit de alumină.

Experimentările efectuate au urmărit în special comportarea acestor catalizatori în procesul de conversie a metanului cu bioxid de carbon.

Bazele fabricării catalizatorilor pentru conversia gazului metan. Pentru realizarea unui catalizator este necesar să se aibă în vedere în primul rînd calităţile pe care trebuie să le îndeplinească acesta în cursul utilizării sale. Eficienţa catalizatorilor se apreciază în principal după activitatea pe care o prezintă. La aceasta se mai adaugă permeabilitatea la gaze şi durabilitatea. Aceste proprietăţi sînt dependente de o serie de caracteristici aşa cum rezultă din schema prezentată în figura 1.

Obţinerea unora din caracteristicile menţionate influenţează de multe ori negativ asupra altora. De exemplu realizarea unui suport cu suprafaţă specifică ridicată poate conduce la micşorarea rezistenţei mecanice.

Rezolvarea acestor contradicţii se poate face pe baza unor studii asupra corelaţiei care există între diferitele proprietăţi ale catalizatorilor şi condiţiile în care se pot realiza unele, fără a anula sau diminua pe celelalte.

Vitezele de reacţie, sensul în care se desfăşoară şi randamentele proceselor catalitice, adică activitatea catalizatorilor se apreciază în funcţie de raportul cantitativ dintre reactanţi şi catalizatori. Ca urmare, activitatea catalizatorilor este determinată de viteza de volum W_v şi timpul de contact τ_k, între reactanţi şi catalizatori.

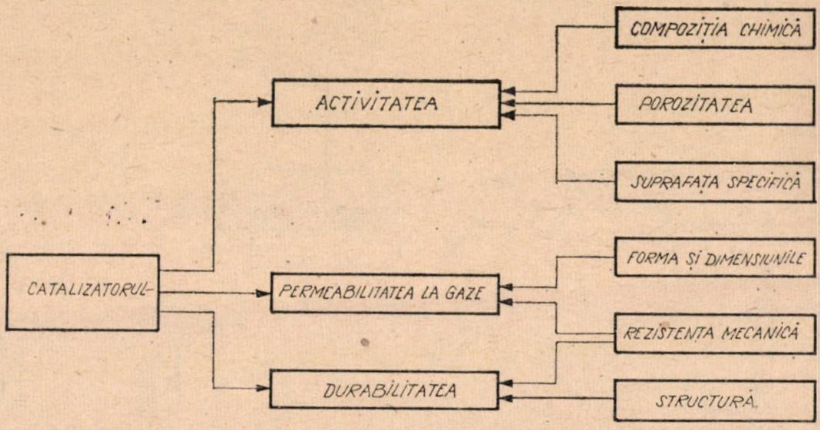


Fig. 1. Interdependenţa între proprietăţile şi caracteristicile catalizatorului

Viteza de volum se defineşte ca raport între volumul fluidului care trece prin sistem în unitatea de timp şi volumul de umplere a catalizatorilor V. În cazul a doi reactanţi, metan şi bioxid de carbon, avînd debitul de Q_{CH_4} şi Q_{CO_2}, viteza de volum se obţine cu relaţia :

$$W_v = \frac{Q_{CH_4} + Q_{CO_2}}{V}$$

Timpul de contact reprezintă durata în care substanţa se găseşte în contact cu catalizatorul, se exprimă în secunde şi se determină cu relaţia :

$$\tau_k = \frac{V \cdot \delta}{q}$$

unde :

δ este densitatea amestecului de gaz reactant, g/cm^3 ;

q — debitul de masă a amestecului de gaz reactant, g/s.

Un rol de seamă în ceea ce priveşte activitatea catalizatorilor îl joacă compoziţia chimică a suportului. Suportul este considerat inert din punct de vedere catalitic, dar poate să conţină adaosuri, numite activatori sau promotori, capabile să modifice esenţial activitatea catalizatorului.

Astfel, Al_2O_3 constituie un activator pentru reacţiile de conversie a metanului, motiv pentru care majoritatea catalizatorilor folosiţi în acest scop conţin alumină într-o proporţie destul de însemnată. De asemenea, ca substanţe activante se mai utilizează oxid de magneziu, oxid de zirconiu, oxid de cobalt şi altele.

La unele procese de conversie, cum ar fi conversia metanului cu aer, se utilizează catalizatori avînd un suport de natură silicoaluminoasă. Un astfel de suport conferă catalizatorului rezistenţă mecanică şi o bună stabilitate. Cu toate acestea este necesar de menţionat că în urma unor cercetări mai recente se recomandă utilizarea unui suport cu un conţinut cît mai redus de SiO_2 , pe motivul că la temperaturi peste 1 000°C se creează condiţii pentru formarea următoarelor reacţii :

$$SiO_2 + H_2 = SiO + H_2O$$

$$SiO_2 + CO = SiO + CO_2$$

De asemenea, se consideră că la temperaturi mai mari de 900°C este posibilă formarea unui silicat de nichel, substanţă inactivă.

Din motive economice, în mod frecvent la confecţionarea suporţilor nu se folosesc substanţe pure obţinute pe cale sintetică.

Este necesar ca materialele naturale, care intră în componenţa suporţilor de catalizatori folosiţi la conversia gazului metan, să conţină un procent cît mai redus de Fe_2O_3, de preferinţă sub 1%. O cantitate mai mare de oxid de fier conduce la degradarea prematură a catalizatorului, datorită reducerii acestui oxid cu CO sau H_2.

Operaţiile tehnologice pentru fabricarea catalizatorilor eterogeni sînt destul de diferite în funcţie de tipul catalizatorului destinat unui anumit gen de reacţii chimice. În mod frecvent se utilizează două metode, şi anume prin precipitare şi prin impregnare pe suport.

O particularitate de seamă a catalizatorilor precipitaţi constă în primul rînd în faptul că la baza procesului de preparare a acestora stă metoda de coprecipitare a componentelor active ale catalizatorului și în al doilea rînd, că din componența catalizatorului lipsește așa-numitul suport pe care se depune substanța activă.

Catalizatorii întrebuințați la conversia gazului metan se obțin de obicei prin metoda impregnării pe un suport de natură ceramică.

În funcție de forma geometrică a suportului se menționează catalizatori cilindrici sau inelari, tabletați și granulari. Suporții cilindrici sau inelari se obțin prin extrudarea amestecului de materiale de forma unei paste, la prese speciale, după care urmează calcinarea la o anumită temperatură în funcție de compoziția lor chimică. Suporții tabletați se obțin la prese cilindrice, urmînd a fi supuși și ei la operația de calcinare. Pentru producerea suporților granulari masa de materiale se introduce într-un cuptor rotativ, în care se realizează concomitent atît forma geometrică, cît și operația de calcinare.

La impregnarea suporților se folosesc soluții apoase de săruri de component activ al catalizatorului. În cazul catalizatorilor pentru conversia gazului metan se folosește azotatul de nichel, $Ni(NO_3)_2 \cdot 6H_2O$.

Impregnarea are loc în vase metalice din tablă de oțel inoxidabil la o temperatură de 80–100°C.

În final, catalizatorul impregnat se supune unei alte operații de calcinare în curent de aer pentru îndepărtarea oxizilor de azot și formarea oxidului de nichel. Temperatura de calcinare nu trebuie să depășească 600°C, deoarece există posibilitatea formării aluminatului de nichel, substanță nedorită.

Modul de lucru. Experimentarea catalizatorilor, în procesul de conversie a metanului, s-a făcut cu ajutorul unei instalații de laborator prezentată schematic în figura 2. Instalația a fost astfel concepută încît să permită realizarea conversiei metanului cu bioxid de carbon sau cu aer.

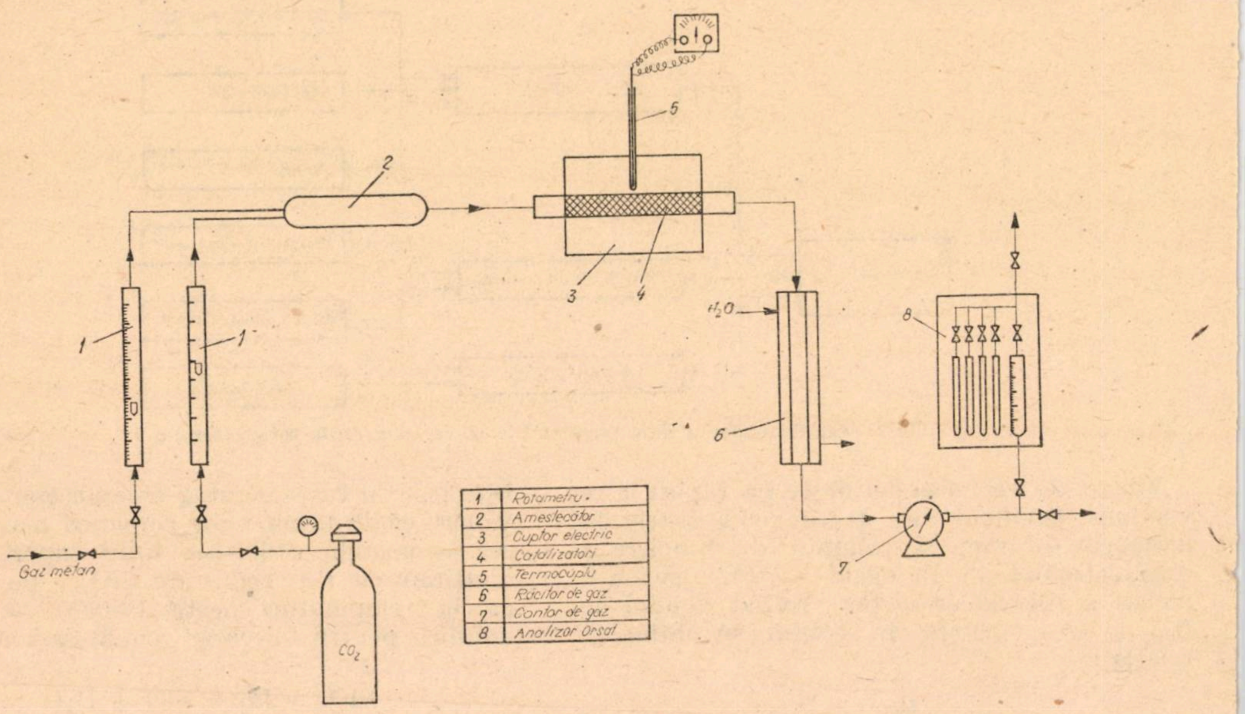


Fig. 2. Schema de principiu a instalației de laborator pentru experimentarea catalizatorilor

Utilajul principal al acestei instalații îl constituie un cuptor tubular, încălzit cu bare de silită și prevăzut cu dispozitiv pentru reglarea automată a temperaturii. Cuptorul are posibilitatea să mențină constantă temperatura pe o lungime de 600 mm. În interiorul cuptorului a fost amplasat un tub metalic, confecționat din oțel refractar, în care pe porțiunea zonei calde s-au introdus catalizatorii supuși reacției de conversie în scopul testării lor. Volumul de catalizator folosit a fost menținut constant (1,6 dm^3) la toate tipurile de catalizatori testați. La extremități, în afara zonei calde, tubul metalic a fost umplut cu inele Raschig.

Bioxidul de carbon sau aerul folosit la experimentări a fost adus de la o butelie.

Cantitatea necesară de bioxid de carbon și metan în urma dozării cu ajutorul a două fluometre, se introduce într-un amestecător cilindric, după care se dirijează către tubul metalic cu catalizatori. Gazele reducătoare rezultate sînt răcite, trecute printr-un contor volumetric de gaz și apoi analizate cu ajutorul unui aparat Orsat.

Catalizatorii cercetați și rezultatele obținute. Compoziția chimică și proprietățile fizico-mecanice ale catalizatorilor experimentați sînt arătate în tabelele 1 și 2.

Catalizatorul *A* a fost conceput pentru realizarea procesului de conversie a gazului metan cu aer (oxigen), obținîndu-se rezultate bune.

Tabelul 1

Catalizatorul	Compoziția chimică, %					
	Al_2O_3	SiO_2	MgO	CaO	FeO	Ni
A	5,22	15,25	54,0	0,26	urme	14,65
B	64,05	24,55	1,37	0,88	0,58	7,63
C_1	2,01	urme	92,96	0,35	urme	4,83
C_2	42,80	39,30	0,25	0,40	1,29	7,98
C_3	92,94	urme	1,09	urme	0,07	4,92
C_4	70,03	19,04	1‘30	0,55	1,35	7,65

Tabelul 2

Catalizatorul	Forma	Dimensiunile, mm	Dens. ap., g/cm³	Poroz., %	Rezist. la compresiune, daN/cm²
A	inele cilindrice	Øext. = 20 Øint. = 7 h = 15	—	54,0	—
B	inele cilindrice	Øext. = 20 Øint. = 5 h = 18	1,42	59,0	197
C_1	granule mari	Ø = 22	2,35	37,0	224
C_2	cilindri	Ø = 17 h = 16	1,4	66,0	168
C_3	granule mari	Ø = 23	1,77	55,0	46
C_4	cilindri	Ø = 24 h = 35	1,25	64,0	105

La experimentările de conversie a metanului cu bioxid de carbon, acest catalizator a permis obținerea unui gaz, cu circa 95% ($CO + H_2$), la temperaturile de conversie de 900—1 000°C.

Odată cu creșterea temperaturii de conversie la 1 100°C, conținutul de $CO + H_2$ s-a mărit la 97,2%, iar conținutul de metan rezidual a scăzut de la 2,7 la 1,4%.

Aceste rezultate au fost obținute la o viteză de volum de 62,5 Nl/l.h și la un timp de contact de 57,6 s. Mărind viteza de volum peste valoarea menționată, procesul de conversie se înrăutățește și, ca urmare, conținutul de $CO + H_2$ scade la 81%, pentru o viteză de volum de 125 Nl/l.h.

Catalizatorul *B*, realizat în Japonia pentru producerea atmosferelor de protecție de tip endogaz, a fost experimentat la temperatura de 900°C, în procesul de conversie a metanului cu bioxid de carbon.

La o viteză de volum de 125 Nl/l·h s-a obținut un gaz cu un conținut de 97,4% ($CO + H_2$). În timpul funcționării s-a observat o sfărîmare a catalizatorilor de circa 18% și depuneri importante de negru de fum, fapt care în final a condus la scăderea activității catalizatorului.

Catalizatorul C_1 la temperatura de 900°C în timpul procesului de conversie a metanului cu bioxid de carbon a avut o activitate variabilă în funcție de viteza de volum, așa cum se observă în figura 3. Pentru o viteză de volum de 250 Nl/l·h s-a obținut un grad de conversie η*, de 94,2%.

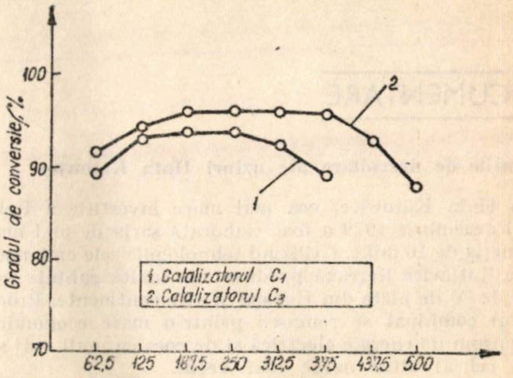


Fig. 3. Variația gradului de conversie a gazului metan în funcție de viteza de volum

Catalizatorul C_3, avînd suportul de forma unor granule sferice mari, s-a obținut prin peletizarea amestecului de materiale. Așa cum se observă în figura 3 activitatea acestui catalizator crește de la o viteză de volum de 62,5 Nl/l·h la 375 Nl/l·h, unde gradul de conversie depășește 96%. Prin mărirea vitezei de volum activitatea catalizatorului scade, rezultînd o micșorare a gradului de conversie. În final, acest catalizator a prezentat o sfărîmare avansată, deteriorarea granulelor avînd loc pe straturile de material depus în timpul peletizării.

Catalizatorii C_2, C_4 au avut suportul de formă cilindrică, obținut prin extrudare. Ca urmare a creșterii conținutului de alumină de la 42,80% (C_2) la 70,03% (C_4), s-a observat o îmbunătățire a activității catalizatorului, rezultînd o creștere a gradului de conversie de la 96,4 la 98,4%. Experimentările au avut loc la temperatura de 900°C și la o viteză de volum de 125 Nl/l·h. La ambii catalizatori, sfărîmarea și depunerile de negru de fum au avut caracter neînsemnat.

Mărirea conținutului de alumină a condus la ridicarea refractarității catalizatorului, fapt ce permite utilizarea catalizatorului C_4 și la temperaturi mai mari de 1 100°C.

---

* $\eta = \frac{(\%CO + \%H_2)}{(50\%\,CO + 50\%\,H_2)} \cdot 100$

Concluzii

Avînd în vedere gradul de conversie, sfărîmarea și depunerile de negru de fum, care au loc în timpul procesului de conversie a metanului cu bioxid de carbon, cele mai bune rezultate s-au obținut cu catalizatori cu suport silicoaluminos, cu conținut mărit de alumină (catalizatorul C_4).

Catalizatorii A și B sînt indicați a se folosi în procesul de conversie a metanului cu aer sau oxigen.

BIBLIOGRAFIE

[1] Dolgov, B. N. *Kataliz v organiceskoi himii*. Leningrad, 1959.

[2] Ioffe, I. I. și Pismen, L. M. *Injenernaia himiia geterogennogo kataliza*. Moscova, 1965.

[3] Șubin, A. F. și Goldstein, L. L. În: Ogneuporî, nr. 1, 1978.

[4] Părăușanu, V. *Procese tehnologice din industria chimică*. București, 1979.

* * *

DOCUMENTARE

Planurile de dezvoltare ale uzinei Huta Katowice

La Huta Katowice, cea mai mare investiție a Poloniei, la 10 decembrie 1979 a fost elaborată șarja de oțel marcînd producția de 10 mil.t. Utilizînd tehnologiile cele mai moderne, Huta Katowice livrează produse de înaltă calitate pe mai mult de 30 de piețe din Europa și alte continente. Producția acestui combinat se remarcă printr-o mare economicitate, un consum de energie electrică și de cocs cu mult mai scăzut decît cel al altor uzine mai vechi.

În ianuarie a.c. a fost aprobat planul de producție pentru 1980, care prevede:

- 5 mil.t cocs;
- 4 mil. 80 mii t fontă brută;
- 4 mil. 920 mii t oțel;
- 2 mil. 30 mii t laminate finite;
- 4 mil. 100 mii t semifabricate.

Exportul se va ridica la circa 780 mil. zl. valută. În domeniul producției sînt prevăzute sarcini suplimentare: cite 50 mii t cocs, fontă și oțel; 70 mii t laminate finite; 100 mii t semifabricate.

În 1979, Huta Katowice a produs 3 mil. 854 mii t laminate, din care 1 mil. 712 mii t produse finite (în cadrul acestei producții, 500 mii t peste plan). La toți indicatorii au fost obținute rezultate bune.

Condițiile din timpul iernii nu au frînat ritmul de construire pentru cea de-a doua etapă. Colectivele întreprinderilor de execuție își concentrează atenția asupra obiectivelor celor mai importante, a căror încheiere în termen va permite atingerea în 1985 a unei producții anuale de 8,5 mil.t oțel. Din aceste obiective fac parte: furnalul nr. 3, cocseria cu o producție finală de 3,3 mil.t cocs; complexul oțelărie — în componența căruia intră, printre altele, laminorul continuu de tablă 2000, instalația de turnare continuă și al treilea convertizor. În paralel se dezvoltă sistemul energetic, se desfășoară lucrările de montaj al cazanelor suplimentare pentru termoelectrocentrală și noile blocuri de oxigen. De asemenea sînt în curs lucrările de pregătire pentru începerea construcției benzii de aglomerare nr. 4.

(În: *Wiadomosci Hutnicze, Polonia, nr. 4, 1980, p. 128*)

Ultima etapă de extindere a secției de tablă pentru caroserii de la Huta Lenin

În curînd se va încheia ultima etapă de extindere a laminorului de tablă pentru caroserii de la Huta Lenin. Această etapă cuprinde construirea unui nou atelier de decapare (cu acid clorhidric), modernizarea comenzilor de la laminorul cu patru caje, extinderea sectorului de recoacere și construirea unui nou agregat pentru tăierea tablelor. O parte a acestor instalații este deja în funcțiune, iar la celelalte sînt în curs ultimele lucrări de montaj și pregătirea demarării tehnologice. Datorită perfecționării sistemelor de acționare a laminorului (tiristorizarea reglării automate a vitezei), viteza de laminare a tablelor s-a mărit de la 700 la 1 200 m/min.

(În: *Wiadomosci Hutnicze, Polonia, nr. 4, 1980, p. 128*)

* * *

Dr. ing. C. Catrinoiu
Combinatul siderurgic—Hunedoara

Cercetarea comportării la tracţiune a oţelului marca OLC45AT

CZ : 621.778 :669.781

Oţelul marca OLC45AT este utilizat în industria constructoare de autovehicule, pentru confecţionarea diferitelor piese de rezistenţă.

Prezentul articol se referă la oţelul de această marcă, folosit în fabricaţia arborilor cotiţi pentru tractoare. În tabelul 1 sînt date analizele chimice şi caracteristicile mecanice prescrise pentru marca OLC45AT utilizată în fabricaţia arborilor cotiţi, precum şi a altor mărci similare, dar după alte norme, însă cu aceeaşi utilizare.

În rubrica observaţii sînt redate caracteristicile convenite între producătorul de oţel din ţara noastră şi uzina de tractoare, după ce au fost efectuate o serie de testări pe tot fluxul de fabricaţie.

Mărimea de grăunte austenitic la această marcă de oţel este prescrisă de normele R.S.R. şi Fiat în domeniul punctajelor 5–8, iar după Renault şi Citroën cu punctaje de minimum 7.

Caracteristicile mecanice se execută pe epruvete tratate termic, respectiv călite şi revenite la temperaturi înalte (550–600°C).

În STAS 8580–74 nu sînt prescrise valorile pentru caracteristicile de rezistenţă la tracţiune ale mărcii OLC45AT, deoarece se execută proba de călibilitate frontală Jominy, pentru care sînt precizate valorile minime şi maxime.

În normele Renault şi Citroën nu sînt date prescripţii pentru adaosurile tehnologice de bor şi titan sau vanadiu, care cu siguranţă sînt

Tabelul 1

Norma, marca şi parametrii	STAS 880/79	STAS 8580/74	Fiat 52504 şi UNI 5332	Renault 11.01.201		Citroën 2BD 3/13	Obs.
	OLC45x	OLC45AT	C43	XC42	XC42A	45C–TS	OLC45AT$_1$
Compoziţia chimică, %	C 0,43–0,48	0,43–0,48	0,40–0,46	0,39–0,47	0,40–0,46	0,43–0,48	0,42–0,47
	Mn 0,50–0,80	0,50–0,80	0,60–0,90	0,50–0,80	0,50–0,80	0,70–1,00	0,65–0,95
	Si 0,17–0,37	0,17–0,37	≤0,40	0,15–0,40	0,15–0,40	0,15–0,35	0,17–0,30
	P ≤0,035	≤0,035	≤0,035	≤0,030	≤0,030	≤0,025	≤0,025
	S ≤0,035	≤0,035	≤0,030	0,02–0,04	0,02–0,04	≤0,015	≤0,025
	Cr ≤0,030	≤0,030	Neprescris	Neprescris	Neprescris	Neprescris	≤0,250
	Ni ≤0,030	≤0,30	,,	,,	,,	,,	≤0,300
	Cu ≤0,30	0,30	,,	,,	,,	,,	0,300
	B —	0,001–0,003	—	—	—	—	Sn≤0,025 B = 0001–0003
	Ti —	—	—	—	—	—	Al = 002–005 Ti = 001–004
Caracteristicile mecanice pe epruvete îmbunătăţite	R_m ≥67	—	74–89	90–105	90–105	90–110	84–96
	$R_{p,02}$ ≥42		≥52	≥70	≥70	≥70	≥66
	A_5 ≥18		≥14	Neprescrisă			
	KCU 30/2 ≥8		≥ 5	≥6	≥6	≥6	KCU 30/5≥6
	N 229/≤16	—	165–215/ ≤40	—	—	—	—
	I —	—	215–265/≤ Ø 40	—	—	270–320/≤ Ø13 .8	—

utilizate pentru a putea fi obţinute caracteristicile mecanice prescrise.

La temperaturile de austenitizare situate în intervalul uzual de încălzire în vederea călirii, din toate cercetările efectuate s-a stabilit că 0,002–0,003% B solubil (cel dizolvat în ferită şi acela combinat sub formă de borocarburi) este un conţinut optim în vederea obţinerii valorilor maxime pentru călibilitate şi implicit pentru caracteristicile mecanice de rezistenţă în stare îmbunătăţită [2], [3].

Studiile recente arată că la oţelurile cu bor pătrunderea de călire este determinată cel puţin în parte de punerea în soluţie la fiecare austenitizare şi de precipitarea, în timpul răcirilor, a carburilor de bor de tipul $M_{23}(BC)_6$.

Aceste precipitate foarte fine se formează în timpul unei căliri foarte energice la limitele grăunţilor de austenită, conducînd la o creştere substanţială a caracteristicilor de rezistenţă [1]. Datorită structurii acestor carburi cu feţe centrate, care au parametrul de reţea $a \simeq 10{,}6$ Å, ele sînt în relaţie de orientare şi de coerenţă cu austenita din unul din cei doi grăunţi. Energia interfacială este deci diminuată local în mod apreciabil şi este de aşteptat ca germinarea feritei să fie inhibată dinspre limitele grăunţilor. Pentru oţelurile microaliate cu bor, care au conţinutul de carbon mai scăzut, o austenitizare la temperatură ridicată (aproximativ 1 000°C) este indicată în scopul obţinerii prin răcire rapidă a carburilor fine, însă în cazul oţelului cu carbon mai ridicat (aproximativ 0,44%) încălzirea la temperatură aşa de mare, însoţită de o răcire rapidă, conduce la apariţia de crăpături în piese, acesta fiind motivul pentru care la marca OLC45AT nu este indicată o încălzire mai mare de 870°C în vederea călirii.

Datorită faptului că viteza critică de călire a oţelului marca OLC45AT este mult mai mică decît a mărcii OLC45x, dar punctele *Ms* sînt

Tabelul 2

Dim. epruv., mm	El. chimic	Parametrii statistici principali								
		N	$\overline{X}$	*M*	*Xc*	*R*	*Mo*	S^2	*S*	*Cv*
Ø80	C	32	0,441	0,450	0,440	0,14	0,468	0,00174	0,0417	9,48
	Mn	32	0,76	0,75	0,76	0,33	0,73	0,0086	0,093	12,23
	Si	32	0,25	0,25	0,26	0,06	0,23	0,00029	0,017	6,82
	P	32	0,018	0,017	0,020	0,013	0,014	0,000012	0,0035	19,9
	Cr	32	0,06	0,06	0,08	0,01	0,05	0,00074	0,027	42,17
	Ni	32	0,07	0,06	0,07	0,016	0,049	0,0013	0,036	54,8
	Cu	32	0,11	0,11	0,13	0,11	0,094	0,0010	0,032	29,15
	V	32	0,036	0,04	0,035	0,03	0,048	0,000036	0,006	19,21
	B	32	0,0025	0,002	0,003	0,002	0,0011	0,00003	0,0005	22,4
	Al	32	0,038	0,038	0,04	0,052	0,037	0,00017	0,013	35,10
Ø16	C	86	0,438	0,440	0,435	0,130	0,443	0,00124	0,035	8,04
	Mn	88	0,766	0,775	0,745	0,410	0,793	0,0095	0,097	12,70
	Si	88	0,251	0,250	0,245	0,130	0,248	0,00061	0,025	9,86
	P	82	0,0190	0,019	0,020	0,018	0,019	0,00001	0,0039	20,7
	S	84	0,033	0,032	0,039	0,038	0,028	0,00007	0,0085	25,6
	Cr	86	0,078	0,070	0,090	0,12	0,52	0,0811	0,0011	43,0
	Ni	87	0,078	0,070	0,125	0,170	0,054	0,00148	0,038	49,2
	Cu	88	0,127	0,12	0,16	0,20	0,106	0,0017	0,041	32,6
	V	85	0,034	0,03	0,03	0,02	0,023	0,00003	0,0063	18,7
	B	84	0,002	0,002	0,0025	0,003	0,0016	0,000006	0,0007	35,6
	Al	84	0,036	0,036	0,042	0,05	0,036	0,00014	0,0119	33,0

aproximativ aceleași, diferite piese pentru construcția de mașini pot fi călite în întregime, obținîndu-se caracteristici mecanice mult superioare și o fiabilitate bună în exploatare.

În scopul verificării caracteristicilor de rezistență ale oțelului marca OLC45AT atît în secțiunea ce o are arborele cotit (Ø 80 mm), cît și pe epruvete standardizate (Ø 16 mm) de tratament termic, s-au făcut determinări în paralel, utilizîndu-se epruvete de tratament termic de Ø 80 mm și 16 mm. Aceste epruvete s-au obținut prin forjare din bara laminată la Ø 85 mm și respectiv Ø 20 mm, din care, prin eboșare, au fost confecționate epruvetele de tratament termic menționate (Ø80 și 16 mm).

Epruvetele au fost supuse umătorului tratament termic înainte de efectuarea încercărilor de tracțiune :

— normalizare la 870±10°C ;

— călire la $Ac_3 + 40°C$, cu răcire în apă la 18—25°C ;

— revenire la 570±10°C, cu răcire în aer.

După revenire s-au confecționat epruvete de tracțiune cu partea calibrată la Ø 10 mm, lăsîndu-se 5 h pentru detensionare la 70°C. Înainte de a se executa epruvete de tratament termic (Ø 80 și 16 mm) s-au confecționat epruvete pentru încercarea de reziliență. S-au executat analize chimice complete din fiecare epruvetă supusă la încercarea de tracțiune, rezultatele parametrilor statistici principali pentru fiecare element în parte fiind prezentate în tabelul 2.

Din determinările de analiză chimică pe epruvete reiese o dispersie mare la carbon și mangan, elemente ce influențează în același sens și caracteristicile mecanice de rezistență, așa după cum se poate vedea din datele prezentate în tabelul 3 și diagramele din figurile 1—10.

Diagramele din figurile 1—5 sînt pentru epruvete de tratament cu Ø = 80 mm și cele din figurile 6—10, pentru epruvete cu Ø = = 16 mm.

Dispersiile așa de mari pentru $R_{p0,2}$ și R_m, de asemenea pentru A_5 și Z nu pot fi atribuite numai dispersiei conținuturilor de carbon și mangan, ci și variațiilor regimului de călire și revenire, respectiv viteza de răcire la călire în special, precum și variația temperaturii apei de răcire din bazin.

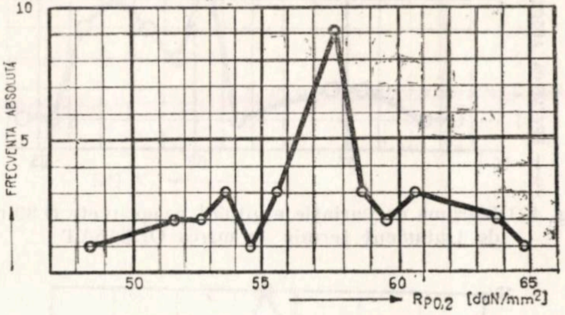


Fig. 1. Diagrama de variație a limitei de curgere tehnică pe epruvete de Ø 80 mm de tratament pentru marca OLC45AT

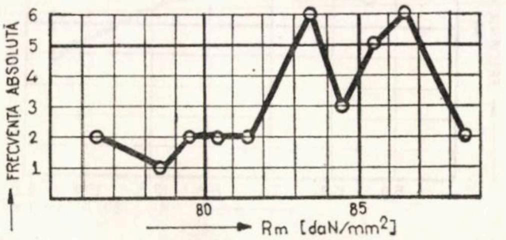


Fig. 2. Diagrama de variație a rezistenței de rupere pe epruvete de Ø 80 mm de tratament termic pentru marca OLC45AT

Tabelul 3

Dim. epruv., mm	Caracteristica	Parametrii statistici								
		N	$\overline{X}$	*M*	*Xc*	*R*	*Mo*	S^2	*S*	*Cv*
Ø80	$R_{p0,2}$	32	56,47	57,00	56,00	16,00	58,06	13,19	3,63	6,43
	R_m	31	83,13	83,00	82,00	12,00	84,24	9,92	3,15	3,79
	A_5	32	19,56	19,50	20,50	7,00	19,37	2,37	1,54	7,87
	Z	32	59,60	60,00	58,00	14,00	60,81	11,68	3,42	5,73
	KCU 30/5	31	8,25	8,45	8,30	5,00	8,84	1,67	1,29	15,60
Ø16	$R_{p0,2}$	86	83,76	83,00	86,00	22,00	81,50	36,28	6,03	7,19
	R_m	86	92,20	91,00	92,50	23,00	88,60	34,16	5,84	6,34
	A_5	87	17,02	18,00	15,50	9,00	19,95	4,41	2,10	12,34
	Z	87	57,40	59,00	46,50	37,00	62,17	54,86	7,41	12,90
	KCU 30/5	86	9,47	9,6	9,4	4,6	9,85	1,21	1,10	11,60

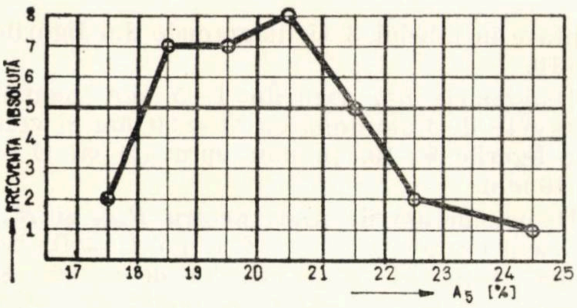


Fig. 3. Diagrama de variaţie a alungirii pe epruvete Ø80 mm de tratament termic la marca OLC45AT

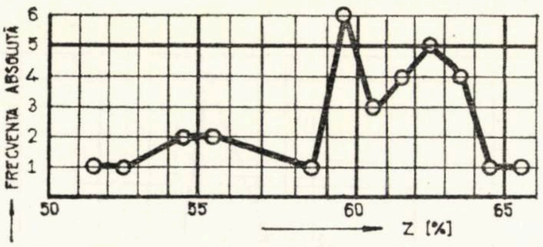


Fig. 4. Diagrama de variaţie a gîtuirii pe epruvete Ø 80 mm de tratament termic la marca OLC45AT

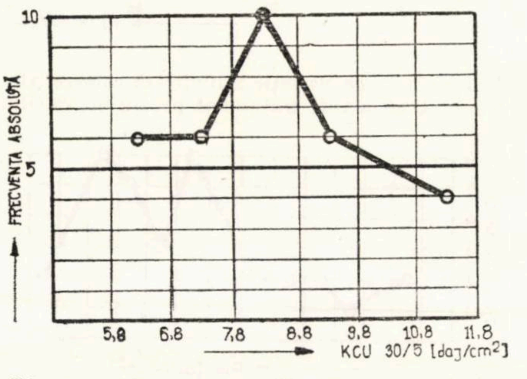


Fig. 5. Diagrama de variaţie a rezilienţei pe epruvete Ø80 mm de tratament termic la marca OLC45AT

Din datele prezentate rezultă că pe epruveta de Ø 80 mm călit-revenit poate fi garantată valoarea minimă statistică a lui $R_{p0,2}$ de 49,21 daN/mm^2 pentru un coeficient de încredere de 97,7%, iar pe epruveta de Ø 16 mm tot călit-revenit, valoarea minimă statistică a lui $R_{p0,2}$ este de 71,71 daN/mm^2. Alungirea şi rezilienţa, pe ambele tipuri de epruvete, s-au obţinut cu valori mult mai ridicate decît mărcile similare oţelului OLC45AT după alte norme. Comparativ cu marca OLC45x, testată mult în ţara noastră pe epruvete Ø25 mm tratate termic, se constată că valorile lui R_m sînt mult superioare chiar pe epruvete de Ø 80 mm — 77 daN/mm^2, valoare minimă statistică obţinută pentru un coeficient de probabilitate de 97,7%.

În relaţiile (1)—(5) sînt date ecuaţiile de corelaţie multiplă ale caracteristicilor mecanice de rezistenţă ($R_{p0,2}$, R_m, A_5, Z şi KCU 30/5), funcţie de compoziţia chimică a oţelului

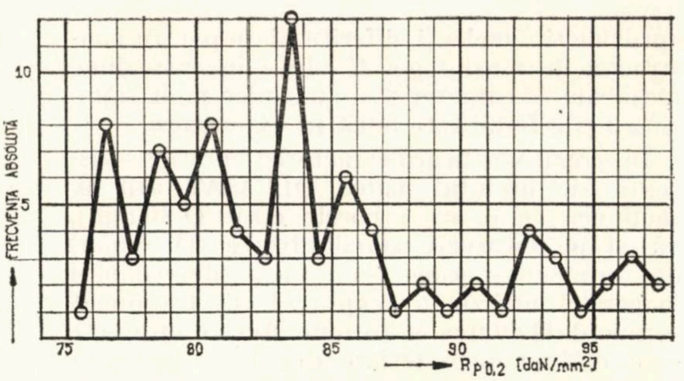


Fig. 6. Diagrama de variaţie a limitei de curgere tehnică pe epruvete Ø 16 mm de tratament termic la marca OLC45AT

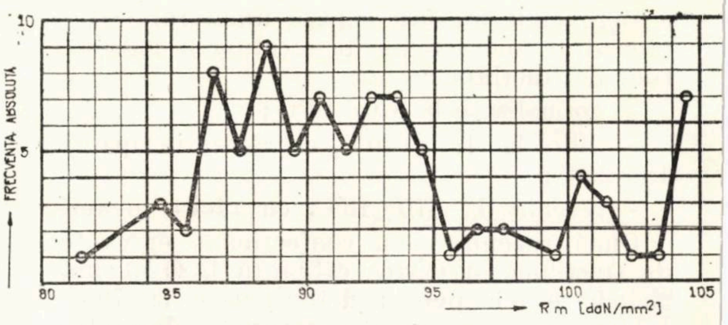


Fig. 7. Diagrama de variaţie a rezistenţei la rupere pe epruvete Ø 16 mm de tratament termic la marca OLC45AT

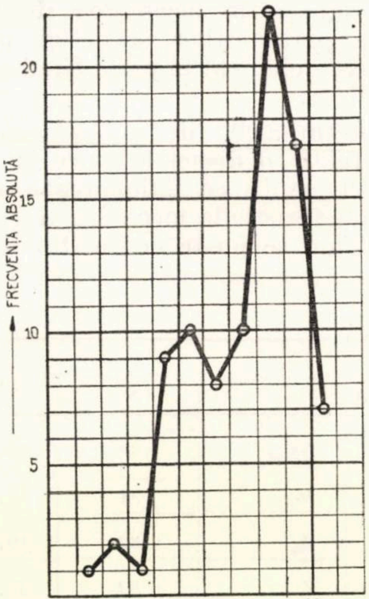


Fig. 8. Diagrama de variaţie a alungirii pe epruvete Ø 16 mm de tratament termic la marca OLC45AT

pentru epruvete de tratament termic de Ø 80 mm, iar în relaţiile (6)—(10) se dau ecuaţiile de corelaţie multiple pentru cazul epruvetelor de tratament termic de Ø 16 mm.

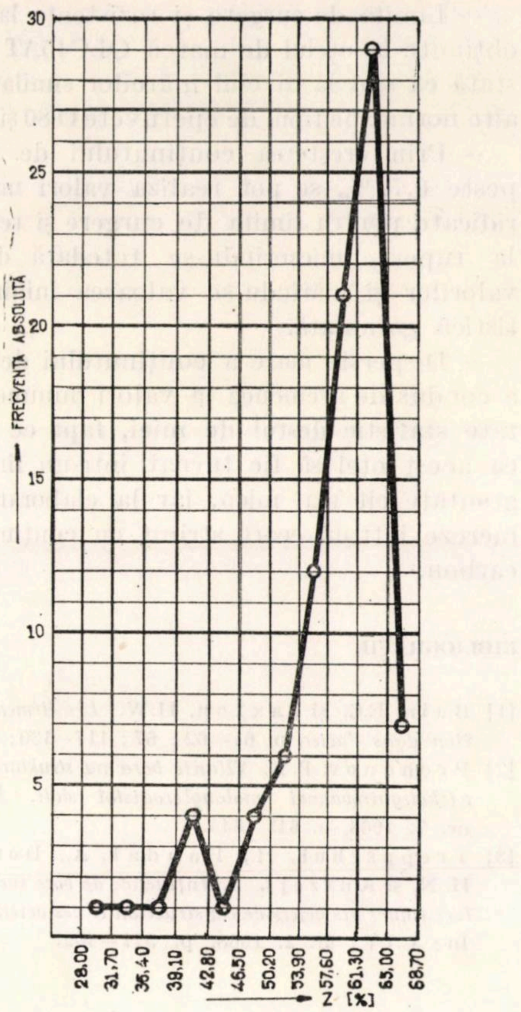


Fig. 9. Diagrama de variaţie a gîtuirii pe epruvete Ø 16 mm de tratament termic la marca OLC45AT

$$R_{p0,2} = 16{,}01 + 36{,}32\,\%C + 12{,}96\,\%Mn - 29{,}12\,\%Si - 61{,}87\,\%P + 24{,}11\,\%S + 28{,}22\,\%Cr + 11{,}31\,\%Ni + 13{,}36\,\%Cu + 305{,}78\,\%V + 778{,}25\,\%B + 141{,}27\,\%Al \qquad (1)$$

$$R_m = 37{,}99 + 61{,}02\,\%C + 8{,}58\,\%Mn - 17{,}69\,\%Si - 219{,}84\,\%P + 55{,}09\,\%S + 49{,}68\,\%Cr - 8{,}16\,\%Ni - 12{,}07\,\%Cu + 316{,}33\,\%V - 183{,}67\,\%B + 152{,}5\,\%Al \qquad (2)$$

$$A_5 = 28{,}44 - 8{,}01\,\%C - 5{,}0\,\%Mn + 11{,}69\,\%Si + 173{,}69\,\%P - 36{,}22\,\%S - 20{,}0\,\%Cr + 3{,}33\,\%Ni + 7{,}96\,\%Cu - 137{,}64\,\%V - 224{,}07\,\%B - 21{,}05\,\%Al \qquad (3)$$

$$Z = 65{,}09 - 15{,}25\,\%C - 4{,}11\,\%Mn + 115{,}3\,\%Al \qquad (4)$$

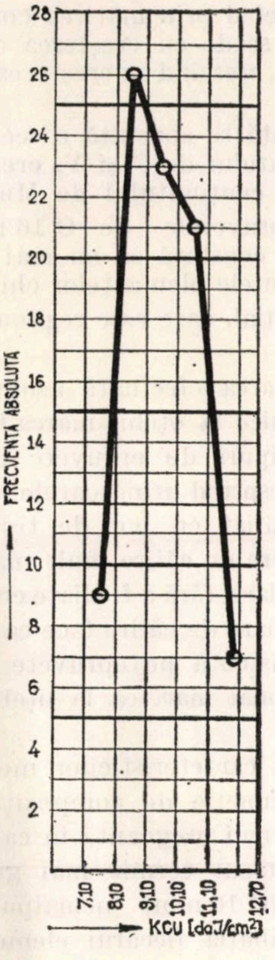


Fig. 10. Diagrama de variaţie a rezilienţei pe epruvete Ø 16 mm de tratament termic la marca OLC45AT

$$KCU\ 30/5 = 16{,}22 - 22{,}09\,\%C + 3{,}47\,\%Mn - 23{,}02\,\%V \qquad (5)$$

$$R_{p0,2} = 59{,}34 - 1{,}047\,\%C + 96{,}03\,\%Mn + 268{,}77\,\%Cr - 549{,}50\,\%V - 1\,226{,}84\,\%Al \qquad (6)$$

$$R_m = 77{,}77 - 0{,}078\,\%C + 16{,}10\,\%Mn + 54{,}12\,\%Cr + 23{,}68\,\%V - 116{,}83\,\%Al \qquad (7)$$

$$A_5 = 23{,}35 + 0{,}050\,\%C - 8{,}49\,\%Mn + 13{,}44\,\%Cr - 41{,}35\,\%V - 50{,}67\,\%Al \qquad (8)$$

$$Z = 60{,}36 + 0{,}52\,\%C - 7{,}77\,\%Mn + 38{,}85\,\%Cr - 24{,}11\,\%V + 14{,}63\,\%Al \qquad (9)$$

$$KCU30/5 = 11{,}8 - 0{,}052\,\%C - 2{,}22\,\%Mn - 5{,}23\,\%Cr - 8{,}03\,\%V + 22{,}58\,\%Al \qquad (10)$$

Pentru epruvete Ø 80 mm reiese că $R_{p0,2}$ şi R_m cresc cu creşterea conţinuturilor de C, Mn, V şi Al şi scad cu creşterea conţinutului de Si. Alungirea scade cu creşterea C, Mn, S, Cr, V, B şi Al, crescînd prin mărirea conţinutului de Si. Gîtuirea scade cu creşterea conţinuturilor de C şi de Mn, crescînd cu creşterea conţinutului de Al.

La rezilienţă se constată o scădere cu creşterea conţinutului de C şi V, crescînd sensibil cu creşterea conţinutului de Mn.

Pentru epruvetele de Ø 16 mm (ecuaţiile (6)–(10)) se constată că nu mai sînt semnificative influenţele elementelor chimice, faţă de factorul esenţial, care este regimul de răcire la călire.

Din cercetarea efectuată asupra caracteristicilor mecanice la oţelul marca OLC45AT, pe cele două tipuri de epruvete de tratament termic, se desprind următoarele concluzii:

— Oţelul aliat cu bor de tipul OLC45AT are pătrundere de călire mult mai mare decît oţelurile similare, fără a fi aliate cu bor. Această pătrundere mare de călire face ca şi caracteristicile de rezistenţă pe epruvete îmbunătăţite să fie mult mai mari ca la oţelurile nealiate cu bor.

— Variaţia caracteristicilor mecanice de rezistenţă în funcţie de compoziţia chimică a oţelului este mai pregnantă în cazul epruvetelor de tratament termic mai groase, pentru cele subţiri (Ø 16 mm) nemaiputîndu-se evidenţia contribuţia fiecărui element în parte.

— Limita de curgere şi rezistenţa la rupere obţinute la oţelul de marcă OLC45AT se constată că sînt la nivelul mărcilor similare după alte norme, pe tipul de eperuvete Ø 80 şi 16 mm.

— Prin creşterea conţinutului de mangan peste 0,70 %, se pot realiza valori mult mai ridicate pentru limita de curgere şi rezistenţa la rupere, micşorîndu-se totodată dispersia valorilor şi mărindu-se valoarea minimă statistică garantată.

— Dispersia mare a conţinutului de carbon a condus de asemenea la valori minime garantate statistic destul de mici, fapt ce impune ca acest oţel să fie turnat într-un lingou de greutate cît mai mică, iar la elaborare să se lucreze într-un ecart strîmt cu conţinutul de carbon.

BIBLIOGRAFIE

[1] Bain, E.C. şi Paxton, H.W. *Les éléments d'addition dans l'acier.* p. 61–62; 67; 117–130; 141–156.

[2] Prohanov, P. A. *Vlianie bora na strukturi i svoitva nizkoleghirovannoi malouglerodistoi stali.* În: Stal nr. 7, 1968, p. 641–644.

[3] Treppschuh, H., Randak, A., Domolski, H. N. şi Kurzejs, J. *Influence de bore sur les caracteristiques des aciers de construction et des aciers à outils.* În: C.I.T., nr. 2, 1968, p. 371–402.

Dr. ing. Fr. Lammert
Institutul politehnic „Traian Vuia” — Timișoara

Considerații privind realizarea revenirii diferențiate la oțelul VM18

CZ : 621.785.7

La execuția unor elemente de scule (poansoane, cilindri de roluire, ciocane) este recomandabilă obținerea, prin tratament termic, a unei durități variabile pe lungimea elementului de sculă. În figura 1 este redată, ca exemplu, distribuția optimă a durității pentru un cilindru de roluit la cald executat din oțelul VM18 (STAS 3611—71). Această cerință este impusă de momentul de încovoiere maxim care apare în secțiunea de fixare a cilindrului pe suportul mașinii ($Y - Y'$ fig. 1), necesitîndu-se ca cilindrul să aibă, în această secțiune, caracteristici de elasticitate mai ridicate față de părțile anterioare.

Pentru realizarea acestei cerințe s-a experimentat soluția de încălzire pentru revenire prin contact a cilindrului, în scopul obținerii distribuției de temperatură, necesară pentru realizarea durității variabile. Principiul metodei utilizate în unele tehnologii de tratament termic, este prezentat în figura 2.

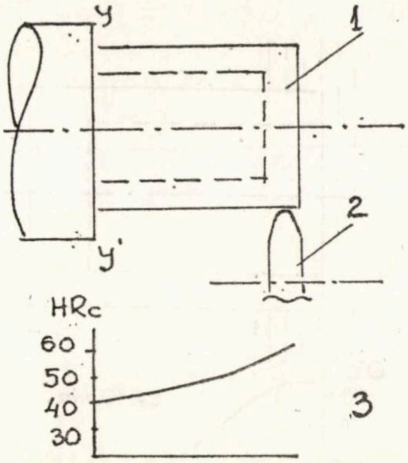


Fig. 1. Distribuția durității pe lungimea unui cilindru de roluire la cald:

1 — cilindru; 2 — rolă de apăsare; 3 — variația durității suprafeței cilindrului

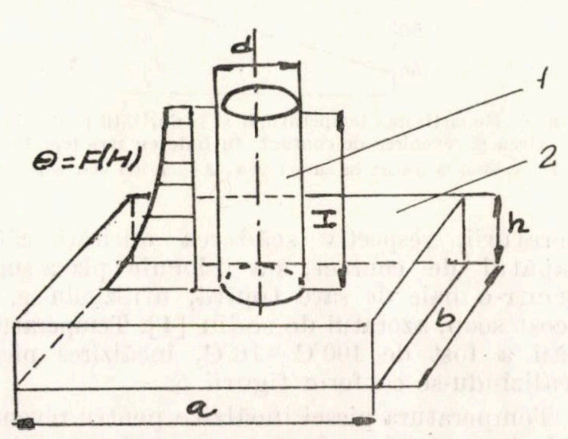


Fig. 2. Încălzirea prin contact a piesei revenite:

1 — piesa încălzită prin contact cu placa 2; 2 — placa, sursă de căldură

Ca sursă de căldură se utilizează o placă (2) încălzită, peste care se așază piesa supusă revenirii.

Transferul de căldură se realizează prin suprafața de contact piesă-placă, obținîndu-se astfel o scădere a durității de la suprafața de contact spre cealaltă extremitate a piesei. Problemele care se pun, pentru această variantă, constau în determinarea temperaturii plăcii-sursă, a masei acesteia, precum și a distribuției posibile a temperaturii în piesa supusă revenirii.

Considerînd că placa-sursă se răcește prin conducție, temperatura ei se determină cu relația [1], [3]:

$$\theta = \theta_0 e^{-\frac{t}{K}} \tag{1}$$

unde:

θ este temperatura la timpul t;
t timpul de răcire;
K — constanta termică.

Valoarea constantei termice se determină cu relația:

$$K = \frac{c \gamma V}{\alpha S} \tag{2}$$

unde:

c este căldura specifică a materialului plăcii 2 (fig. 2);
γ — greutatea specifică a materialului plăcii;
α — coeficientul de transmitere a căldurii plăcii 2.

Raportul V/S se denumește coeficient de formă al plăcii-sursă și se notează cu C_f.

Este evident că pentru a se realiza revenirea piesei care se încălzește, prin contact cu placa-sursă (fig. 2), este necesar ca aceasta din urmă să-și mențină un timp cît mai mare temperatura inițială. În relația (2), parametrul asupra căruia se poate acționa pentru a reduce tendința de răcire a plăcii-sursă (2, fig. 2) este coeficientul de formă C_f, restul parametrilor depinzînd de calitatea materialului plăcii.

În diagrama din figura 3 este redată influența coeficientului de formă C_f asupra răcirii plăcii-sursă, răcire exprimată prin raportul dintre temperatura finală (θ_f) și inițială (θ_0). Determinările au fost efectuate pentru o temperatură a plăcii-sursă de maximum 500°C, s-a admis o scădere a temperaturii de maximum 150°C, ceea ce corespunde unui raport $\frac{\theta_f}{\theta_0} = 0{,}7$. Întrucît pentru realizarea revenirii este necesar un timp de circa 100 min, din diagrama figurii 3 rezultă pentru coeficientul de formă $C_f \cong 0{,}10$.

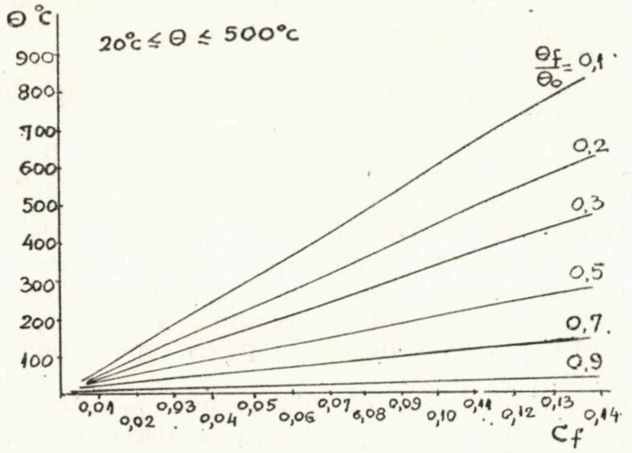


Fig. 3. Influența coeficientului de formă C_f asupra răcirii unui corp încălzit

Cu aceste date stabilite s-a trecut la încălzirea plăcii-sursă pînă la temperatura de 500°C, iar piesa supusă revenirii a fost așezată peste placă conform figurii 2. S-a urmărit, în continuare, variația temperaturii piesei revenite la o distanță de 15 mm de la suprafața de contact. Valorile obținute pentru temperatură, precum și duritatea rezultată sînt redate în figura 4.

Se observă că temperatura, în piesa încălzită prin contact, nu depășește 200°C, ceea ce indică un transfer de căldură prin suprafața de contact, insuficient unei creșteri mai apreciabile a temperaturii în piesa revenită. Scăderea durității către capătul de contact este și el redus (de la 62 la 54 *HRC*). Pentru realizarea unei creșteri mai apreciabile a temperaturii, respectiv scăderea durității către capătul de contact, s-a înlocuit placa-sursă printr-o baie de sare topită, utilizîndu-se, în acest scop, azotatul de sodiu [4]. Temperatura băii a fost de 400°C±10°C, încălzirea piesei realizîndu-se conform figurii 5.

Temperatura piesei încălzite pentru revenire a fost urmărită cu două termocuple de contact fixate, unul la circa 40 mm de capătul încălzit,

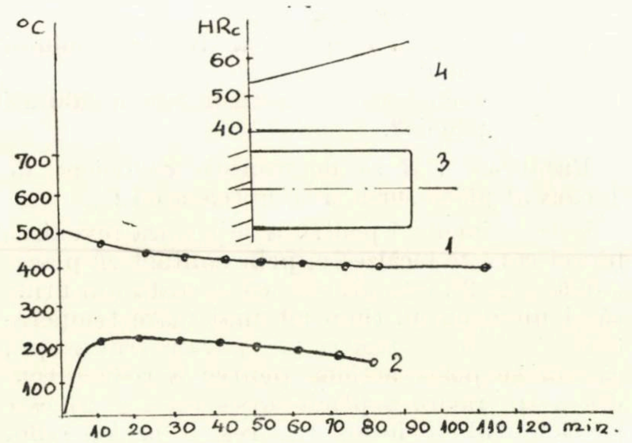


Fig. 4. Variația temperaturilor și a durității obținute prin încălzirea de contact:

1 – răcirea plăcii-sursă; *2* – încălzirea piesei supusă revenirii; *3* – piesa revenită; *4* – variația durității la piesa revenită

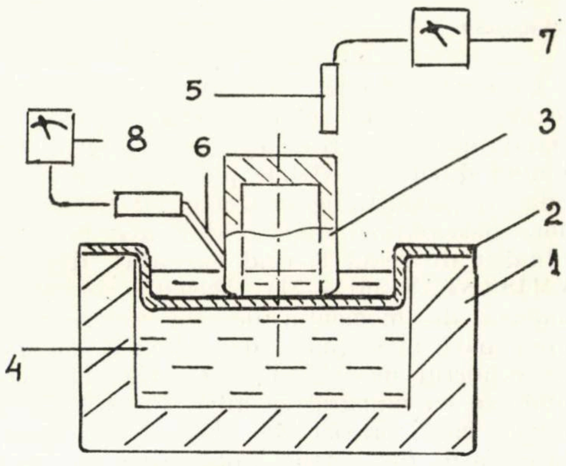


Fig. 5. Realizarea încălzirii și revenirii diferențiate prin contact, în baie de sare:

1 – cuvă; *2* – grătar; *3* – piesă; *4* – sare topită (azotat de sodiu); *5*, *6* – termocuple de contact; *7*, *8* – milivoltmetre de temperatură

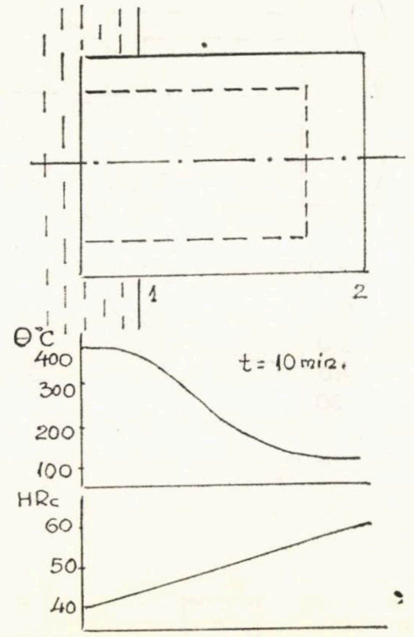


Fig. 6. Repartizarea temperaturii și a durității pentru încălzirea și revenirea de contact, în baie cu sare topită:

1 – capătul în contact cu sarea topită; *2* – capătul liber neîncălzit iar al doilea fixat pe capătul neîncălzit. Variația temperaturii celor două extremități ale piesei, precum și distribuția durității sale după revenire sînt prezentate în figura 6.

Se menționează că valoarea temperaturii piesei, redată în figura 6, corespunde unui timp de 10 min de la realizarea contactului piesă-sare topită. Experimentările efectuate au scos în evidență faptul că utilizînd sare topită (azotat de sodiu), se poate realiza o încălzire, respectiv revenire mult mai diferențiate față de situația utilizării unei plăci metalice ca sursă de încălzire prin contact. Duritățile care se obțin la cilindrii de roluire, pe partea de fixare a lor, asigură elasticitatea necesară pentru evitarea unor ruperi premature prin forfecare.

BIBLIOGRAFIE

[1] Ivanov, G.P. *Încălzirea metalelor.* Metallurghizdat, 1948.

[2] * * * *Termodinamica.* București, Editura tehnică, 1952, p. 20–28.

[3] Voscresenski, C. D. *Culegere de probleme de transmitere a căldurii.* București, Ed. energ. de stat, 1953, p. 172–180.

[4] Popescu, N. și Vitănescu, C. *Tehnologia tratamentelor termice.* București, Ed. tehnică, 1978, p. 20–49.

DOCUMENTARE

Planurile de dezvoltare a siderurgiei în țările Lumii a treia

India

La sfîrșitul anilor 80 India intenționează să-și dubleze capacitatea de producție, ajungînd la 24 mil.t oțel/an. Consumul de produse din oțel va crește în deceniul următor cu cel puțin 10% anual, datorită investițiilor din industrie, agricultură și creării infrastructurii. În pofida limitărilor financiare, planurile de dezvoltare a metalurgiei prevăd reducerea dependenței față de importul de oțel prin extinderea și modernizarea uzinelor existente, perfecționarea tehnicilor de fabricație și construirea de noi uzine siderurgice. Extinderile realizate vor mări, în 1981, capacitatea de producție a uzinelor Bhilai și Bokaro — fiecare pînă la 4 mil.t/an, iar pentru Bokaro poate chiar 5,5 mil.t/an. Se aduc multe îmbunătățiri la uzina Burnupur și au fost elaborate proiectele de modernizare pentru uzinele Rourkela, Durgapur și Tata. La Salem se construiește o uzină de oțeluri inoxidabile cu o producție de 32 mii t/an, care într-o etapă ulterioară se va dubla. Guvernul a aprobat construirea uzinei Visakhapatnam cu o capacitate finală de 3,3 mil.t/an. Prima etapă cu capacitatea de 1,2 mil.t/an va da oțel peste patru ani, iar întreaga investiție trebuie să fie încheiată peste șase ani. La Haiderabad se va construi o uzină de oțeluri nobile și feroaliaje. De asemenea, se analizează posibilitatea construirii unor uzine pe litoral, cu participare de capitaluri străine.

Cerințele locale de oțel vor fi satisfăcute în măsura din ce în ce mai mare de rețeaua de miniuzine, care în prezent oferă 14% din producția de oțel a țării. Pentru a reduce dependența față de fierul vechi greu de obținut, lîngă Haiderabad se construiește o uzină pilot de reducere directă a minereurilor de fier cu ajutorul metodei Lurgi bazată pe cărbune (din cauza absenței gazului metan) și o a doua uzină de acest tip este prevăzută a fi construită în colaborare cu Allis–Ohalmers. Independent de aceste planuri de dezvoltare, India va continua să aibă oțel insuficient.

Țările arabe

Țările arabe ar trebui să-și mărească producția de oțel de la 4 mil.t în prezent la 18 mil.t/an în 1985. Planurile de dezvoltare pînă în anul 2000 prevăd un nivel al capacității de producție de 180 mil.t/an. Aceste planuri se bazează pe minereurile proprii, cu excepția cărbunelui cocsificabil. Există trei tendințe clare și deosebite de dezvoltare : țările dispunînd de petrol înclină către reducerea directă (Irak, Qatar) ; țările dispunînd de petrol și minereu de fier au ales reducerea directă și furnalele (Algeria, Libia și Arabia Saudită) ; țările care nu dispun de petrol și minereu de fier (Egipt, Maroc, Tunisia) preferă furnalele.

În Algeria, Arabia Saudită și Irak consumul de oțel este în prezent de 1 mil.t/an, iar în restul țărilor arabe el este de peste 0,5 mil.t/an. Deși dispun, în majoritate, de mijloace financiare mari, aceste țări suferă de lipsă de cadrecalificate.

În Algeria, pînă la sfîrșitul anului 1980, uzina El Hadjar va atinge capacitatea de 2 mil.t/an. Este proiectată construirea a două uzine pe malul mării — La Makta (fostul Oran) cu o capacitate anuală de 10 mil.t oțel și termen de finalizare 1990 și Djidjel cu o capacitate de 2 mil.t/an și termen final 1985. Prima dintre ele va avea un furnal, două instalații de reducere directă și cuptoare cu arc.

În Libia, uzina Misurata, cu o capacitate finală de 5 mil.t/an, va produce 1,2 mil.t/an în prima etapă (1985) folosind reducerea directă, iar în a doua etapă (1990) se vor adăuga încă 3,8 mil.t/an, după punerea în funcțiune a furnalelor.

Egiptul instalează furnalul nr. 5 la uzina Heluan, mărind capacitatea uzinei la 2 mil.t/an. O a doua uzină integrată, cu o producție de 3 mil.t/an, va fi construită pe malul Mării Mediterane ; ea va dispune de o instalație de reducere directă și de furnale. Pentru 1990 Egiptul intenționează să obțină o producție de 6–8 mil.t oțel/an, iar în anul 2000, între 13 și 30 mil.t/an.

Arabia Saudită construiește împreună cu firma Korf o uzină cu instalație de reducere directă, a cărei capacitate de producție va atinge 800 mii t oțel în 1983, iar ulterior va fi dublată.

În Irak, montarea instalației de reducere directă va mări capacitatea uzinei Khor-al-Zubar pînă la 0,9 mil.t/an.

Alte țări arabe sînt mai puțin avansate în dezvoltarea siderurgiei lor. Marocul intenționează să construiască o uzină cu furnale la Nador (1 mil.t/an). Uniunea Emiratelor Arabe intenționează să construiască o uzină de 400 mii t/an bazată pe reducere directă. Aceleași intenții le au Siria și Mauritania, în colaborare cu Kuweitul, pentru a construi două noi uzine de 0,5–1 mil.t/an fiecare.

Nigeria

La sfîrșitul anilor 80 această țară va putea produce 5 mil.t oțel/an. Uzina bazată pe elaborarea în furnal de la Ajaokuta, în curs de construcție, va demara în 1986 cu o capacitate inițială de 1,3 mil.t/an și de 5 mil.t/an în 1990. La Warri, în 1981 va începe exploatarea noii uzine de semifabricate laminate bazată pe reducerea directă : capacitatea ei inițială, de 1 mil.t/an, va fi dublată în viitor. Pentru o fază ulterioară se prevede și fabricarea de tablă zincată și cositorită. Semifabricatele de la uzinele Ajaokuta și Warri vor fi dirijate la trei laminoare din alte regiuni ale țării. Fiecare dintre aceste laminoare va avea o capacitate de 210 mii t/an, cu posibilitatea construirii unor oțelării proprii.

Consumul de oțel al Nigeriei a crescut de la 120 mii t în 1950 la 2,5 mil.t în 1977.

(În : *Wiadomosci Hutnicze, Polonia, nr. 4, 1980, p. 122*)

Cinetica adsorbţiei carbonului şi azotului la carbonitrurarea în endogaz cu adaosuri de amoniac

Dr. ing. E. Florian
Institutul politehnic — Bucureşti

CZ : 621.785.333

Profilul repartiţiei concentraţiei carbonului şi azotului pe adîncimea stratului carbonitrurat, rezultat în urma interacţiunii atmosferei utilizate (endogaz şi adaosuri de gaz natural şi amoniac) cu suprafaţa produsului metalic supus prelucrării, este determinat atît de factori termodinamici, cît şi de factori cinetici. Asupra vitezei de cementare din faza gazoasă influenţează :

— potenţialele termodinamice de carbon şi azot ale atmosferei utilizate;

— viteza cu care se produce transferul de masă, care cuprinde transferul de masă în fază gazoasă şi transferul de masă la interfaţa gaz-metal (adsorbţia);

— viteza de difuzie a elementelor adsorbite către interior.

În lucrări anterioare [1], [2] prin analiza termodinamică a proceselor care fac obiectul interacţiunii gaz-metal au fost descrise posibilităţile de determinare, control şi reglare a potenţialelor termodinamice, respectiv a concentraţiilor limită de echilibru ale carbonului şi azotului la suprafaţa produsului carbonitrurat în atmosferă cu parametri controlabili. Cinetica globală a proceselor de transfer al carbonului şi azotului din fază gazoasă, în suprafaţa produsului carbonitrurat, se exprimă în funcţie de constanta vitezei de adsorbţie K şi coeficientul de transfer de masă în fază gazoasă β astfel [3] :

$$\frac{1}{\beta_1^*}=\frac{1}{k}+\frac{1}{\beta} \tag{1}$$

unde β_1 este constanta vitezei reacţiei macroscopice de adsorbţie. Din analiza acestei relaţii a rezultat prin calcul că, în condiţii industriale reale, viteza proceselor de carbonitrurare în atmosfere complexe — endo-, exo- — cu adaos de amoniac este controlată de viteza de reacţie chimică (adsorbţie) la suprafaţa oţelului. Constantele termofizice ale amestecurilor de gaze utilizate (coeficienţii de difuzie, de viscozitate etc.) au astfel de valori în comparaţie cu constantele vitezelor de reacţie chimică la suprafaţa gaz-metal, încît autodifuziunea în gaz nu influenţează asupra macrocineticii procesului [4].

Studiind cinetica proceselor de nitrurare-denitrurare la temperaturi cuprinse în intervalul 500—1 150°C, Bohnekamp [5] a ajuns la aceeaşi concluzie. Adsorbţia carbonului şi azotului se desfăşoară deci în domeniul cinetic.

Adsorbţia elementelor de interstiţie de către soluţia solidă γ este o reacţie de ordinul unu şi cantitativ se caracterizează cu ajutorul constantei vitezei de reacţie k. Valoarea acestei constante reglează concentraţia în suprafaţă a elementelor de cementare, influenţînd împreună cu viteza de difuzie asupra distribuţiei concentraţiei acestora pe adîncimea stratului [3] :

$$\frac{1}{\beta_2^*}=\frac{1}{k}+\frac{1}{D} \tag{2}$$

unde :

β_2^* este constanta vitezei macroscopice de difuzie;

D — coeficientul de difuzie al elementului în soluţia solidă.

Din cele arătate mai sus rezultă că în vederea modelării unui proces de cementare este necesară determinarea valorilor constantelor vitezelor de adsorbţie ale elementelor adsorbite de către soluţia solidă. Pînă în prezent nu există un model teoretic de calcul al constantelor vitezelor de reacţie în cazul cementării.

Valorile acestor constante existente în literatură sînt determinate experimental şi se referă la adsorbţia separată a carbonului [6], [7] etc. sau azotului [5] în austenită. Lipsesc datele privind evaluarea cineticii proceselor de adsorbţie simultană a carbonului şi azotului, date, fără de care nu este posibil calculul profilurilor repartiţiei concentraţiilor acestor elemente pe adîncimea stratului carbonitrurat.

Lucrarea de faţă îşi propune determinarea constantelor vitezelor de reacţie la interfaţa gaz-metal ale carbonului şi azotului la carbonitrurarea în endogaz cu adaosuri de amoniac, în cazul adsorbţiei simultane a celor două elemente.

Determinările au fost efectuate într-un cuptor cu muflă orizontală, cu bazin integrat de călire în ulei (fig. 1). Ca atmosferă s-a utilizat endogaz, produs prin arderea parţială a gazului metan într-un generator endotermic de 20 m³N/h, iar ca adaos, amoniac din baloane, purificat iniţial de vapori de apă şi bioxid de carbon. În timpul experienţelor a fost asigurată analiza conţinutului de vapori de apă cu un aparat tip Alnor şi de amoniac nedisociat prin titrare cu o soluţie 0,1 N-H_2SO_4. Probele de gaz au fost luate direct din spaţiul de lucru al cuptorului.

Constantele vitezelor de reacţie au fost determinate prin metoda măsurării rezistivităţii electrice a unei folii de fier Armco de grosimea 18–20 μm, în timpul carbonitrurării, metodă utilizată şi în cazul carburării [7].

Prin folosirea metodei ampermetru-voltmetru [8] se pot înlocui valorile rezistivităţilor prin valorile căderilor de tensiune şi se obţine:

$$K = -\frac{\delta/2}{t}\ln\frac{\Delta U_{ech} - \Delta U_f}{\Delta U_{ech} - \Delta U_0} \qquad (6)$$

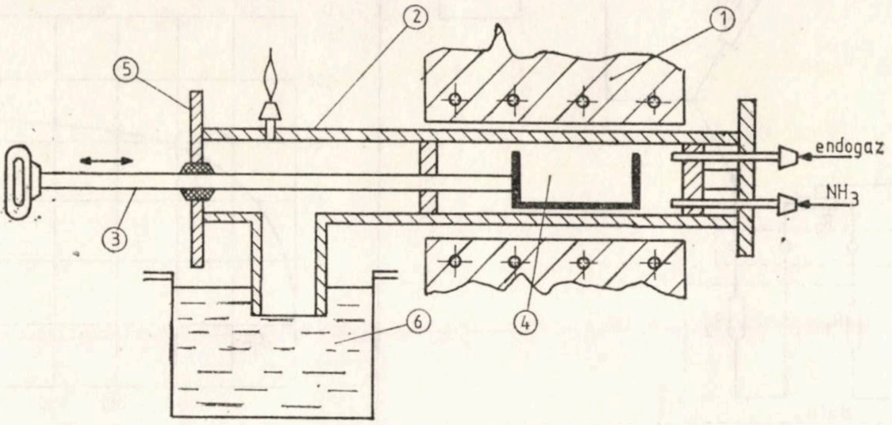


Fig. 1. Instalaţia utilizată pentru determinarea constantelor vitezelor de adsorbţie ale carbonului şi azotului la carbonitrurare:

1 – cuptor cu rezistenţă; *2* – muflă închisă ermetic; *3* – manipulator; *4* – dispozitiv pentru fixarea foliilor; *5* – capac; *6* – bazin de răcire în ulei

În absenţa oxidării, în cazul unei folii subţiri de fier, constanta vitezei de reacţie se determină cu formula:

$$K = -\delta/2t \ln\frac{C_{ech} - C_f}{C_{ech} - C_0}, \text{ cm/s} \qquad (3)$$

unde:

t este durata procesului de cementare, s;

δ – grosimea foliei, cm;

C_0 – concentraţia iniţială de carbon în folie, %;

C_{ech} – concentraţia de echilibru corespunzătoare potenţialului termodinamic al fazei gazoase;

C_f – concentraţia medie în folie după o durată t de cementare.

Determinări corecte ale valorilor constantei k se obţin în cazul în care efectul difuziei atomilor adsorbiţi este neglijabil în comparaţie cu efectul adsorbţiei, adică atunci cînd reacţia la suprafaţă se desfăşoară în domeniul cinetic. Acest lucru este realizabil în cazul utilizării unor folii cît mai subţiri:

$$K\,\delta/2 \ll D \qquad (4)$$

unde D este coeficientul de difuzie, cm^2/s.

Rezistivitatea electrică, ρ, în cazul formării soluţiilor solide (reacţii de ordinul unu) este direct proporţională cu concentraţia elementului, astfel încît ecuaţia (3) devine:

$$K = -\frac{\delta/2}{t}\ln\frac{\rho_{ech} - \rho_f}{\rho_{ech} - \rho_0} \qquad (5)$$

În acest fel măsurînd diferenţele de tensiuni în fiecare moment se poate calcula cu ajutorul relaţiei (6) constanta vitezei de reacţie. Pentru determinarea constantelor vitezelor de adsorbţie ale carbonului şi azotului a fost utilizată schema de măsurare a rezistivităţii electrice, folosind puntea dublă prezentată în figura 2.

Traductoarele R_1 – folia din fier Armco – şi R_2 – o folie din nichel cu aceleaşi dimensiuni ca folia din fier – s-au montat pe dispozitivul *4* al manipulatorului *3*. Rezistenţele R_1 şi R_2 sînt rezistenţele active ale punţii. Rezistenţele opuse rezistenţelor active sînt R_4 şi R_5, iar cu ajutorul rezistenţelor variabile R_3 şi R_6 se echilibrează puntea. Au fost experimentate atmosfere endoterme la care umiditatea după generator a fost de 4 şi 9,5 g/m³, cu adaosuri de 3 şi 10% amoniac, în intervalul de temperaturi 860–1 050°C. Condiţiile experimentale au fost astfel alese, încît în suprafaţă să nu se formeze carbonitruri [1].

În cazul cementării simultane cu carbon şi azot se poate determina în condiţii experimentale dependenţa rezistenţei electrice a unei folii subţiri numai în funcţie de potenţialul termodinamic sumar de carbon şi azot. Pentru determinarea separată a constantelor vitezelor de adsorbţie ale carbonului şi azotului s-au avut în vedere următoarele considerente, care privesc termodinamica interacţiunii atmosferelor analizate cu carbonul şi azotul din austenită [1], [2]:

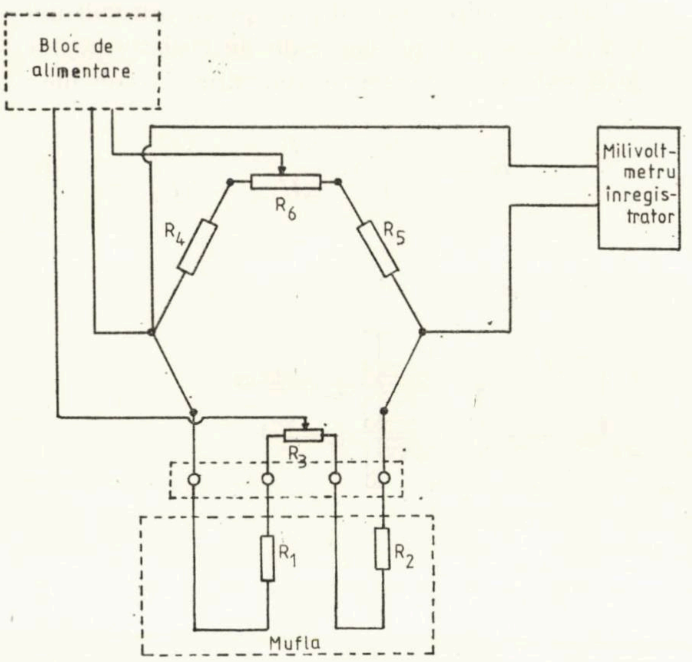


Fig. 2. Schema punții duble pentru determinarea rezistenței electrice a unei folii subțiri

— cu creșterea temperaturii, solubilitatea carbonului în austenită crește, iar solubilitatea azotului scade;

— există o interacțiune reciprocă redusă a potențialelor termodinamice de carbon și azot;

— concentrația azotului în suprafața oțelului crește cu creșterea adaosului inițial de amoniac la atmosfera endotermică.

În aceste condiții în primul rînd carbonitrurarea în endogaz cu umiditate mare conduce în principal la adsorbția azotului, a cărui viteză de dizolvare nu depinde de prezența carbonului și în al doilea rînd carbonitrurarea în endogaz cu umiditate redusă, la temperaturi ridicate, au ca efect în principal adsorbția carbonului, în special în cazul utilizării unor adaosuri mici de amoniac. Pentru fiecare din temperaturile și compozițiile atmosferei utilizate s-au ridicat cel puțin cîte cinci curbe de variație a rezistivității electrice a foliei, care apoi au fost prelucrate statistic utilizînd criteriul Student.

În figura 3 este prezentată variația rezistivității foliei în procesul de carbonitrurare în endogaz cu 9,5 g/m³ umiditate cu 3% NH_3 la 865°C (se consideră avînd în vedere cele arătate că în aceste condiții este adsorbit în principal azotul). Reacția fiind de ordinul unu, funcția: $\log \frac{U_{ech} - U_f}{U_{ech} - U_0} = f(t)$ este reprezentată printr-o linie dreaptă (fig. 4).

În tabelul 1 este prezentată ca exemplu prelucrarea statistică a curbelor de variație a rezistivității electrice a foliei la carbonitrurarea în endogaz umed (9,5 g/m³ umiditate) cu 3% NH_3 la 865°C – iar în tabelul 2 și figura 5, dependența de temperatură și compoziția atmosferei a valorilor constantelor vitezelor de adsorbție ale carbonului și azotului la carbonitrurare. Coeficienții de corelație, care stabilesc măsura liniarității funcției $\log \theta = f(t)$, determinată prin metoda celor mai mici pătrate, au valori cuprinse între 0,993 și 0,999, ceea ce demonstrează valabilitatea ipotezei emise la început și anume că atît adsorbția de către austenită a carbonului, cît și a azotului sînt reacții de ordinul unu.

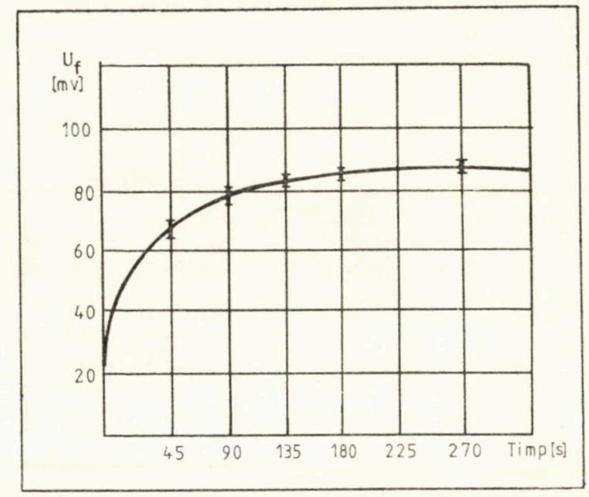


Fig. 3. Variația rezistivității foliei de fier în timpul carbonitrurării în endogaz (unitate 9,5 g/m³) cu 3 % NH_3 la 865°C (curbă înregistrată) – curba *1* din tabelul 1

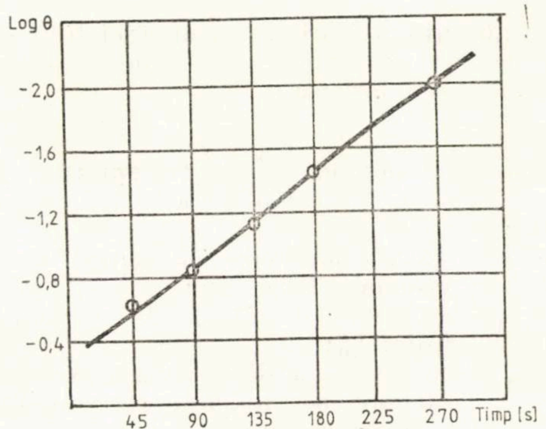


Fig. 4. Dependența $\log \theta = \log \frac{U_{ech} - U_f}{U_{ech} - U_0}$ de timpul de carbonitrurare în endogaz (umiditate 9,5 g/m³) cu 3%NH_3 la 865°C

În figura 5 sînt prezentate în coordonate $\log k - \frac{1}{T}$, valorile determinate experimental ale constantelor vitezelor sumare de reacție ale carbonului și azotului la carbonitrurare pentru temperaturile și atmosferele analizate, precum și valorile constantelor vitezelor de reacție la carburare (zona hașurată [9]).

Analiza acestor rezultate arată că la carbonitrurarea în endogaz cu potențiale ridicate

Tabelul 1

Prelucrarea statistică a curbelor de variație a rezistivității electrice a foliei carbonitrurate în endogaz umed (umiditate 9,5 g/m³) cu 3% NH_3 la 865°C

Timp, s	U_x, gradații					$\overline{U}_x$, gradații	σ	n	$\overline{\sigma}=\frac{\sigma}{n}$	Criteriul Student t_α	$\varepsilon=t_\alpha\overline{\sigma}$	log θ	log θ = − f(t)	Coef. de corelație
	curba *1*	curba *2*	curba *3*	curba *4*	curba *5*									
0	0	0	0	0	0	0	0	5	0		0	0		
45	64,0	66,0	64,5	65,0	64,5	64,8	0,76	5	0,340		0,685	−0,550		
90	77,0	79,0	78,0	78,0	78,0	78,0	0,72	5	0,322		0,649	−0,875		
135	83,5	84,0	85,0	83,5	83,0	83,8	0,76	5	0,340	2.015	0,685	−1,162	0,00713*t*+0,216	0,999
180	86,5	87,0	87,0	86,5	87,0	86,9	0,30	5	0,134		0,270	−1,460		
270	89,0	89,0	90,0	89,0	90,0	89,4	0,55	5	0,246		0,496	−2,17		
U_{ech}	90,0	90,0	90,0	90,0	91,0	90,2	0,55	5	0,246		0,496	—		

Tabelul 2

Valorile constantelor vitezelor de adsorbție ale carbonului și azotului pentru diverse temperaturi și atmosfere utilizate

T, °C	Atmosfera	log θ = − f(t)	Coef. de corelație	*k*, cm/s	log·*k*
1 050±5	endogaz (umid. 4g/m³) + 3 %NH_3	0,0059*t* + 0,081	0,993	$2,030\times10^{-5}$	−4,690
940±5	endogaz (umid. 4g/m³) + 3 %NH_3	0,0041*t* + 0,305	0,999	$1,410\times10^{-5}$	−4,850
920±5	endogaz (umid. 9,5 g/m³)	0,0040*t* + 0,292	0,999	$1,380\times10^{-5}$	−4,860
1 025±5	endogaz (umid. 9,5 g/m³)	0,0056*t* + 0,300	0,999	$1,920\times10^{-5}$	−4,710
925±5	endogaz (umid. 9,5 g/m³) + 3 %NH_3	0,0055*t* + 0,293	0,994	$1,923\times10^{-5}$	−4,710
925±5	endogaz (umid. 9,5 g/m³) + 10 %NH_3	0,00759*t* + 0,398	0,996	$2,590\times10^{-5}$	−4,587
865±5	endogaz (umid. 9,5 g/m³) + 3 %NH_3	0,00713*t* + 0,216	0,999	$2,461\times10^{-5}$	−4,610
915±5	endogaz (umid. 9,5 g/m³) + 10 %NH_3	0,00736*t* + 0,400	0,999	$2,540\times10^{-5}$	−4,600

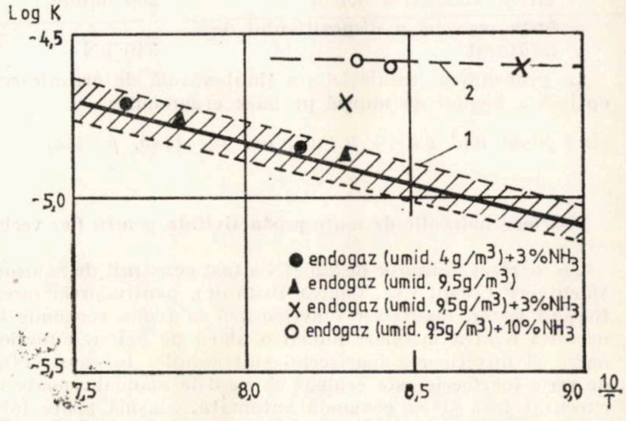


Fig. 5. Dependența de temperatură a constantelor vitezei de adsorbție a carbonului (*1*) și azotului (*2*) la carbonitrurare

de carbon (umiditate redusă) și adaosuri mici de amoniac, valorile constantelor sumare ale vitezei de adsorbție a azotului și carbonului sînt egale cu cele determinate la carburare. Aceasta înseamnă în primul rînd că în astfel de condiții căderea relativă de tensiune a foliei, θ, corespunde în principal variației relative de concentrație a carbonului și, în al doilea rînd, că adsorbția simultană a carbonului și azotului nu modifică valorile constantelor și energiei de activare a adsorbției carbonului.

Valorile constantelor vitezelor de reacție determinate pentru endogazul cu umiditate ridicată și adaosuri de amoniac sînt sensibil superioare celor determinate în cazul utilizării endogazului uscat sau endogazului umed fără adaosuri de amoniac. Energia de activare determinată (curba *2* — fig. 5) este egală cu 3 904 cal/atg. Această valoare este apropiată de valoarea entalpiei de solubilizare a azotului în Feγ egală cu 3 040 cal/atg [10]. Din teoria vitezelor absolute de reacție se poate deduce că energia de activare a adsorbției azotului de către austenită trebuie să fie într-adevăr egală cu entalpia de dizolvare a acestui element în soluția solidă γ.

Valoarea constantei vitezei de adsorbție simultană a carbonului și azotului în endogaz cu umiditate 9,5 g/m³ cu adaosuri de 3% NH_3 la 925°C este intermediară între valorile constantelor vitezelor de reacție determinate separat pentru carbon și azot. Această abatere se explică prin faptul că variația relativă de tensiune a foliei, θ, corespunde în măsură egală îmbogățirii acesteia cu carbon și azot.

Rezultatele experimentale referitoare la constantele vitezelor de adsorbție ale carbonului și azotului la carbonitrurarea de temperatură ridicată în endogaz cu adaosuri de amoniac au arătat :

— Adaosurile obișnuite de amoniac (pînă la 10%) influențează în mică măsură asupra adsorbției carbonului de către austenită. Dependența de temperatură a constantei vitezei de adsorbţie a carbonului de către austenită la carbonitrurare se poate exprima ca şi în cazul carburării [9] :

$$k_C = 1{,}36\times10^{-3}\ exp.\left(-\frac{11\,100}{RT}\right) \qquad (7)$$

— Dependenţa de temperatură a vitezei de adsorbţie a carbonului, deşi mai puţin accentuată decît viteza de adsorbţie a carbonului, se poate exprima prin relaţia :

$$k_N = 1{,}27\times10^{-4}\ exp.\left(-\frac{3\,900}{RT}\right) \qquad (8)$$

BIBLIOGRAFIE

[1] Florian, E. În : Construcţia de Maşini, nr. 5, 1977, p. 226–230.

[2] Dulămiţă, T., Florian, E. şi Cojocaru, M. *Consideraţii asupra posibilităţilor de utilizare a funcţiilor termodinamice pentru controlul şi reglarea proceselor de cementare cu carbon şi azot.* Consfătuire pe teme de tratamente termice — Tîrgu Mureş, 20–21 aprilie, 1978, p. 165–172.

[3] Frank-Kamenitkii, D. A. *Diffuziia i teploperdaciia v himiceskoi kinetike.* Moscova, Nauka, 1967.

[4] Florian, E. Buletinul Institutului politehnic — Bucureşti, seria Chimie-metalurgie, nr. 4, 1977, p. 101–105.

[5] Bohnekamp, K. În : Archiv Eisenhüttenwessen, nr. 3, 1967, p. 229–232.

[6] Collin, R., Brachaezek, M. şi Thulin, D. În : Journal of the Iron and Steel Institute, nr. 8, 1969, p. 1122–1128.

[7] Collin, R., Gunnarson, S. şi Thulin, P. În : Journal of the Iron and Steel Institute, nr. 10, 1972, p. 777–784.

[8] * * * *Metallovedenie i termiceskaia obrabotka stali-spravocinik.* Vol. I, Moscova, Metallurghizdat, 1961.

[9] Kislenkov, V. V. *Issledovanie protessov vzaimodeistvii gazovih sred so staliami pri ţementaţii.* Leningrad, 1976.

[10] Milinskaia, I. N. şi Tomilin, I. A. Dokladî A.N. U.R.S.S., 178, nr. 5, 1968, p. 1140–1143.

DOCUMENTARE

Proiecte ale siderurgiei bulgare

La Debelt, la Marea Neagră, Bulgaria a început construirea celei de-a treia uzine siderurgice, care va avea o capacitate de 4 mil.t de laminate pe an. Bulgaria va trebui să importe materiile prime. Locul ales pentru construirea uzinei va permite folosirea transporturilor fluviale şi maritime.

În prezent cele două combinate bulgare în funcţiune trebuie să folosească numai transporturile feroviare care sînt considerate prea costisitoare. Producţia de oţel brut a Bulgariei în ultimii ani a fost de 2,5—3 mil.t.

(În : *Actualités industrielles lorraines, Franţa, nr. 167, 1979, p. 37*)

O nouă instalaţie de fişiat benzi din oţel special

La începutul anului 1980 s-a dat în funcţiune, la Krupp Stahlwerke Südwestfalen AG, o nouă instalaţie de fişiat benzi din oţel special. Faţă de instalaţiile convenţionale, noua instalaţie prezintă avantaje tehnice importante. Instalaţia de fişiat permite tăierea longitudinală a benzilor, cu toleranţe mici.

Datele tehnice ale instalaţiei :

— lăţimea maximă a benzii	1 350 mm
— lăţimea minimă a fişiei	20 mm
— grosimea benzii	0,3—4,0 mm
— diametrul interior al dispozitivului de înfăşurat	508 şi 610 mm
— diametrul maxim al ruloului	2 200 mm
— greutatea maximă a ruloului	26 t
— nr. maxim de fişii	24
— viteza maximă a benzii	200 m/min
— forţa maximă a dispozitivului de înfăşurat	540 kN

La proiectarea instalaţiei s-a ţinut seamă de organizarea optimă a locului de muncă pe baze ergonomice.

(În : *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 10, 1980, p. 556*)

Foarfece hidraulic de mare productivitate pentru fier vechi

Un foarfece hidraulic de 2,5 MN a fost construit de Samson Machinery Comp. Ltd. (Marea Britanie), pentru prelucrarea fierului vechi. Foarfecele funcţionează în regim economic şi necesită pentru instalare numai o placă de beton. Funcţionarea şi întreţinerea foarfecelui sînt simple. În construcţia de serie foarfecele este echipat cu ventile manuale, poate fi executat însă şi cu comandă automată. Maşina poate tăia plăci de 38 mm grosime şi 610 mm lăţime sau nouă bare de 65 mm aşezate una lîngă alta. Acţionarea hidraulică se realizează cu un motor de 30 kW ; presiunea de lucru este de 17,5 MPa.

(În : *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 10, 1980, p. 556*)

Ing. I. Spătaru
INOX—București

Aspecte privind tratamentul termochimic de borosulfizare în băi de joasă temperatură

CZ: 621.794

Cele mai recente cercetări în domeniul tratamentelor termochimice sînt îndreptate în direcția saturării materialelor metalice cu mai multe elemente.

În lucrarea [1] se apreciază că rezistența la uzare hidroabrazivă a straturilor borosilicizate și borocromizate pe oțelul cu 0,8%C este aproximativ aceeași, de aproape două ori mai mare decît rezistența straturilor numai borizate și de șase ori mai mare decît rezistența oțelului tratat termic după procedeul clasic.

Lucrarea de față își propune să prezinte cîteva aspecte ale tratamentului termochimic de borosulfizare realizat prin electroliză în băi de temperatură joasă asupra oțelurilor OLC 15, 40C10 și OSC 7.

Baia pentru realizarea borosulfizării se bazează pe anhidridă borică, sulfit de sodiu și hidroxid de sodiu [2] în proporții diferite, care permit realizarea tratamentului termochimic la temperaturi relativ joase (700—750°C).

Tratamentul termochimic s-a realizat pe o instalație (fig. 1), a cărei parte principală o formează un cuptor cu creuzet metalic, încălzit cu rezistori și redresorul cu seleniu care permite furnizarea curentului pentru termoelectroliză la parametrii doriți.

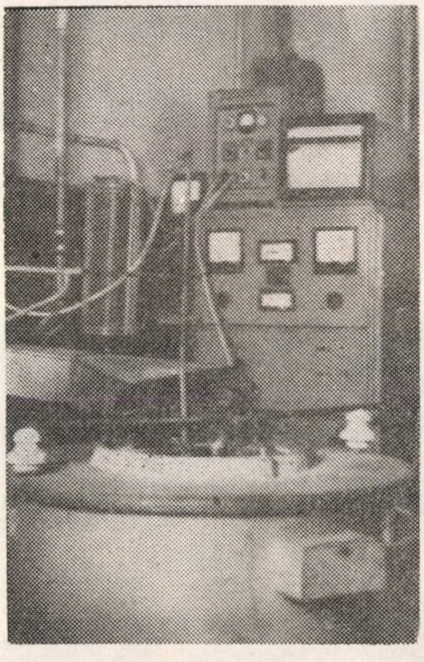


Fig. 1. Instalația pentru tratament termochimic

Pentru realizarea compoziției băii, anhidrida borică se amestecă în stare solidă cu hidroxidul de sodiu și se topesc împreună.

După atingerea temperaturii de fluiditate completă se adaugă sulfitul de sodiu în porțiuni mici, și se ridică temperatura băii la temperatura de lucru (700—750°C). Apoi se introduc electrozii care sînt formați dintr-o bară de grafit (anodul) și piesa de tratat (catodul) și se cuplează la instalația de curent continuu.

Densitatea de curent în timpul termoelectrolizei nu trebuie să depășească 0,25—0,30 A/cm^2, iar tensiunea variază între 4 și 12 V.

După o menținere la temperatura de lucru de 2—6 h, în funcție de calitatea oțelului și de grosimea de strat dorită, piesa se scoate din baie și se lasă să se răcească lent. Crusta de material rămasă la scoaterea piesei din baie se poate îndepărta imediat printr-o simplă apăsare cu o baghetă metalică, iar eventualele resturi din găuri, proeminențe, filete se pot îndepărta prin fierbere în apă cu 5% Na_2CO_3, baia fiind complet solubilă.

Suprafața piesei după borosulfizare într-un asemenea mediu are o culoare maroniu-închisă.

Microstructura stratului obținut se deosebește de microstructura straturilor borizate obținute în băi lichide de sticlă, în sensul că acele de boruri sînt mai fine și mai frumos ordonate (fig. 2 și 3)

În figura 4 se prezintă microstructura stratului borosulfizat obținut în băi de joasă tem-

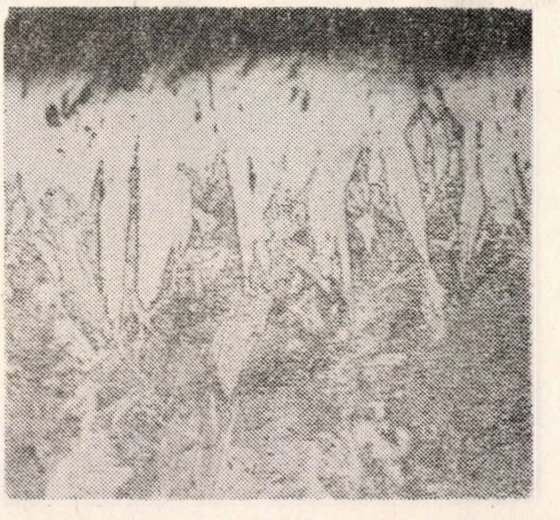


Fig. 2. Microstructura stratului borizat pe oțel OLC15: temperatura de borizare — 950°C; durata de menținere — 4 h. Atac nital 2%; 250:1

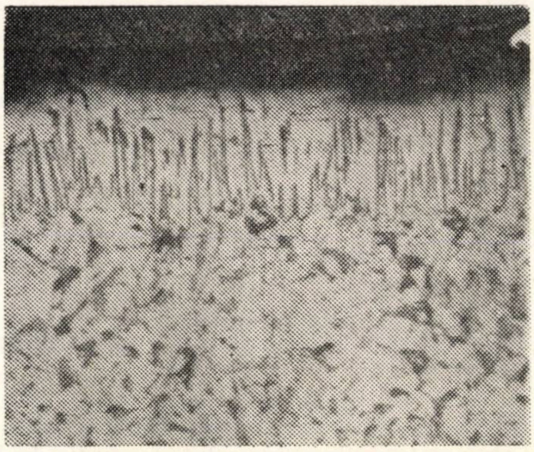


Fig. 3. Microstructura stratului borosulfizat pe oţel OLC15, obţinut în băi de joasă temperatură: temperatura de borosulfizare — 750°C; durata de menţinere — 4 h; densitatea de curent — 0,3 A/cm²; Atac nital 2%; 250:1

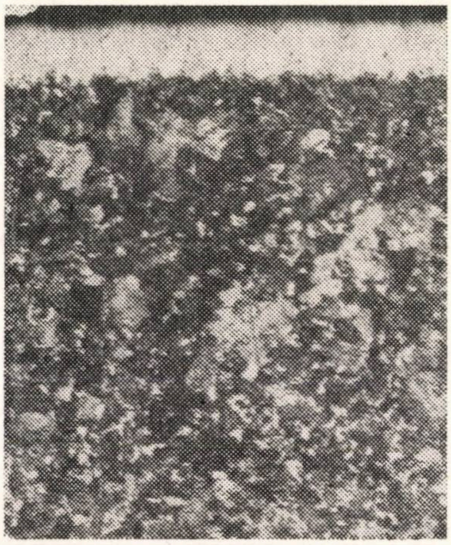


Fig. 4. Microstructura stratului borosulfizat pe oţel OSC7 obţinut în baia de joasă temperatură: temperatura de borosulfizare — 750°C; durata de menţinere — 4 h; densitatea de curent — 0,3 A/cm². Atac nital 2%; 250:1

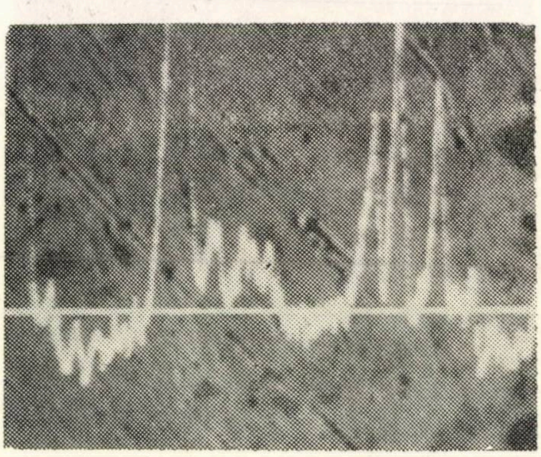


Fig. 5. Imaginea de compoziţie şi variaţia intensităţii radiaţiei X caracteristice SKα în proba de oţel OLC15, borosulfizată; 1200:1

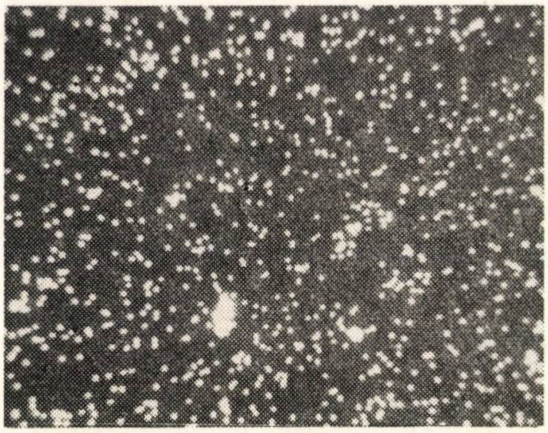


Fig. 6. Repartiţia sulfului în proba de oţel OLC15, borosulfizată; 1200:1

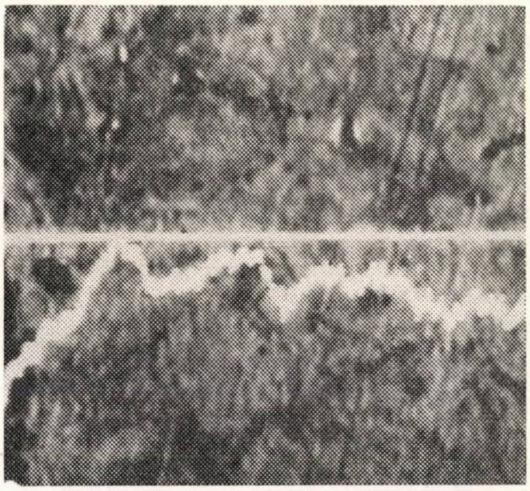


Fig. 7. Imaginea de compoziţie şi variaţia intensităţii radiaţiei X caracteristice SKα în proba de oţel OLC15, neborosulfizată; 1200:1

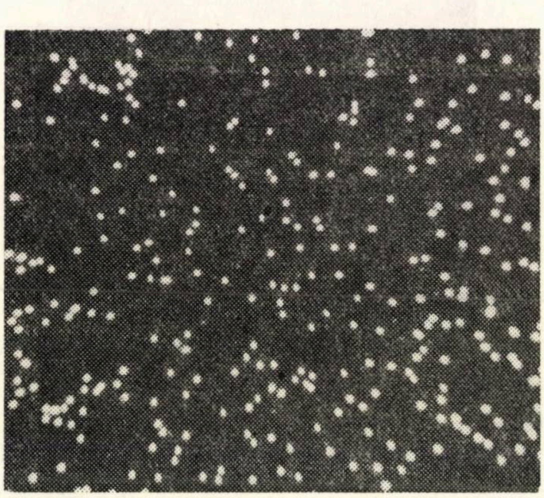


Fig. 8. Repartiţia sulfului în proba de oţel OLC15, neborosulfizată; 1200:1

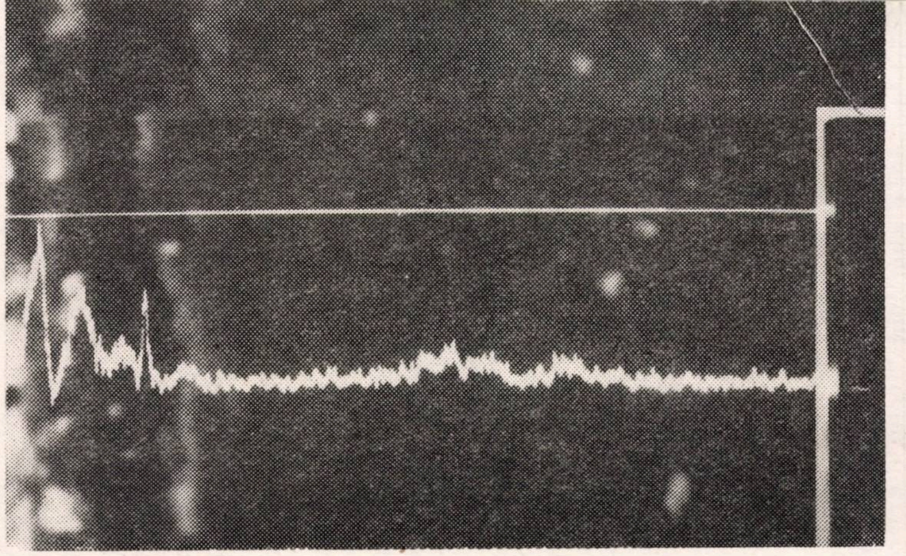


Fig. 9. Imaginea de compoziție și variația intensității radiației X caracteristice $S_{K\alpha}$ pe proba de oțel cu 0,66 %C, borosulfizat (temperatura — 750°C ; durata de menținere — 4 h) × 600

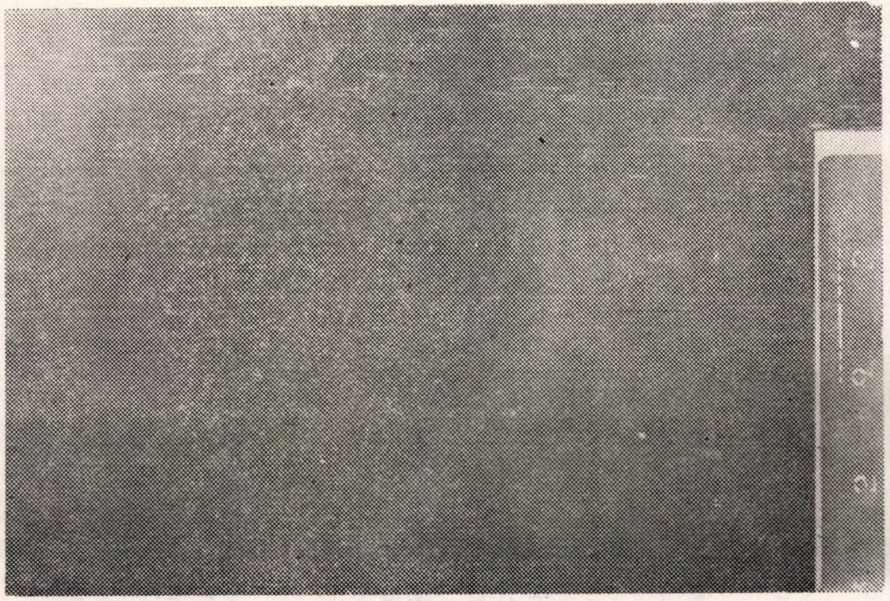


Fig. 10. Repartiția borului în suprafața studiată (OSC 7 borosulfizat) × 600

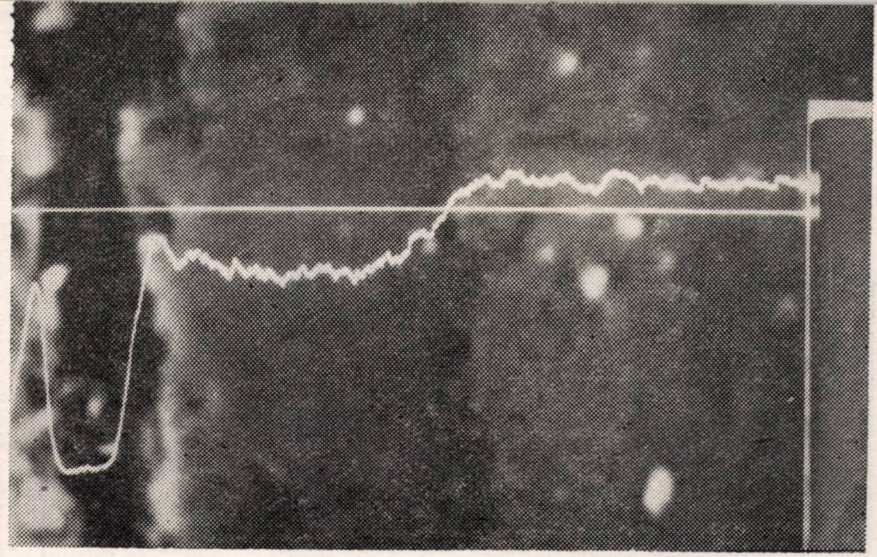


Fig. 11. Imaginea de compoziție și variația intensității radiației X caracteristice $Fe_{K\alpha}$ în suprafața probei de oțel OSC 7 (0,66 %C), borosulfizat (750°C/4 h) × 600

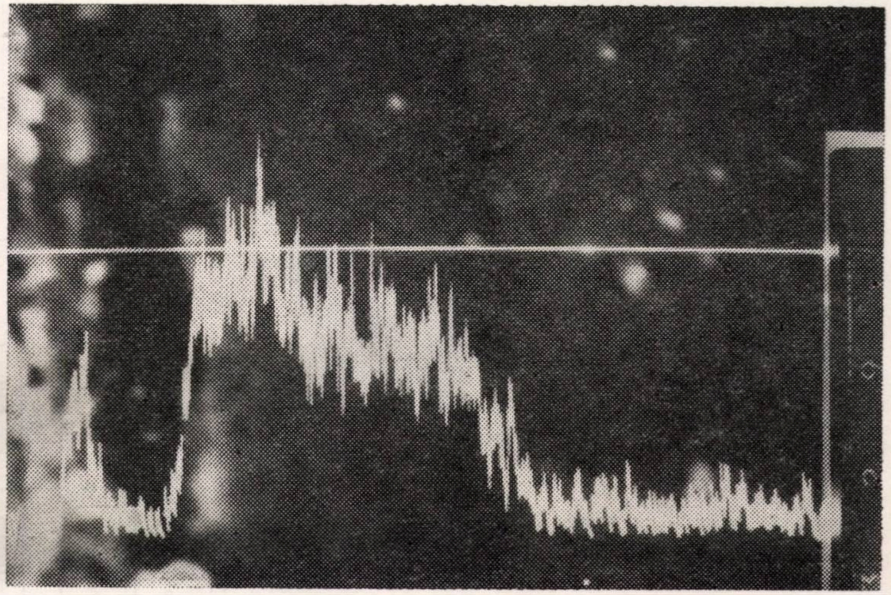


Fig. 12. Imaginea de compoziție și variația intensității radiației X $B_{K\alpha}$ în suprafața probei de oțel OSC7, borosulfizat (750°C/4 h) × 600

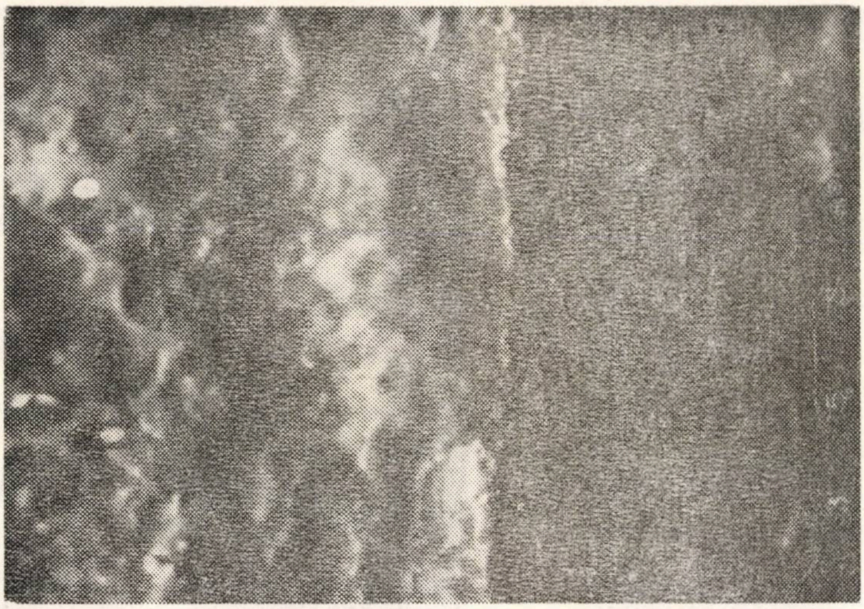


Fig. 13. Aspectul suprafeței de uzură la proba borosulfizată din oțel 40C10; ×600

Tabelul 1

Ratele de uzură $\Delta G(g \cdot 10^{-5}/5\ min)$ la oțelul 40C10

Îmbunătățit		Borizat, 4 h la 950°C și răcit în aer	Borosulfizat, 4 h la 750°C și răcit în aer
$\Delta G \cdot 5$ min	56 541	1 552	325
$\Delta G \cdot 10$ min	649	799	325
$\Delta G \cdot 15$ min	119	319	50
$\Delta G \cdot 20$ min	90	442	50
$\Delta G \cdot 25$ min	225	464	60
$\Sigma \Delta G$	57 624	3 576	1 020
$\frac{\Sigma \Delta G}{5}$	11 524	715	204
ΔG epruvetă fixă	28 207	1 180	115

peratură pe oțel OSC7 (0,66%C), iar în figurile 5 și 6 se dau imaginile de compoziție, variația intensității radiației X caracteristice $S_{K\alpha}$ pe o direcție și repartiția sulfului în cîmpul studiat pe oțelul OLC15 (0,145%C).

Din comparația figurilor 5 și 6 cu figurile 7 și 8 se observă că în procesul de borosulfizare are loc o difuzie de sulf în matricea metalică de bază.

Studiile de microscopie electronică de scanning, realizate cu ajutorul unui microanalizor JEOL JXA50A, au evidențiat (pe oțel OSC7, borosulfizat) prezența în marginea probei a unui strat compact de culoare mai închisă, net demarcat de matricea de oțel (fig. 9).

Sulful apare prezent doar în marginea probei, deci se găsește doar superficial în suprafața borizată a probei.

Distribuția intensității radiației X caracteristice $B_{K\alpha}$ pe o direcție în proba din oțel cu 0,66%C borosulfizat (fig. 10) evidențiază prezența borului în strat fără a se putea observa o difuzie de bor în matricea de oțel.

În figura 11 este redată imaginea de compoziție pentru aceeași zonă peste care s-a suprapus distribuția intensității radiației X caracteristice $Fe_{K\alpha}$ după direcția indicată.

Se observă o valoare mai mică a intensității radiației X pentru fier, în stratul de boruri.

Distribuția borului în suprafața studiată se poate urmări în figura 12.

Grosimea stratului borosulfizat pe oțel OSC7 la temperatura de 750°C și durata de menținere 4 h a fost cuprinsă între 60 și 70 μ (densitatea de curent a fost de 0,3 A/cm^2).

Straturile borosulfizate au o rezistență la uzare cu mult superioară straturilor numai borizate sau tratate după procedeul clasic pentru miez.

În tabelul 1 se dau date comparative ale ratelor de uzură pentru oțelul 40C10 în diverse variante de tratament.

După cum se observă, valorile absolute ale ratei de uzură indică acest tratament ca fiind cel care conferă oțelului studiat, 40C10, cea mai bună comportare la uzare.

Microgeometria suprafeței borosulfizate și răcite lent (fig. 13) după 25 de min de uzare este cea a unei suprafețe perfect rodate și care păstrîndu-și stratul dur asigură o protecție de durată la uzare.

La rîndul ei cu o uzură totală de numai 115×10^{-5}g în 25 min epruveta fixă prezintă și ea cea mai scăzută uzură dintre toate epruvetele fixe. Încercările de uzare au fost realizate pe epruvete cilindrice, utilizînd o mașină de încercări la uzare tip Amsler A 135.

Concluzionînd, se poate spune că realizarea tratamentului termochimic de borosulfizare pe oţeluri conduce la o serie de avantaje printre care se enumeră :

— posibilitatea obţinerii la temperaturi joase a unor suprafeţe extradure cu rezistenţă bună la uzare ;

— folosirea materiilor prime indigene, pentru realizarea băii lichide de tratament termochimic ;

— evitarea corodării suprafeţelor piesei în timpul tratamentului termochimic şi limitarea la maximum a deformaţiilor piesei tratate ;

— îndepărtarea uşoară a crustei aderente pe piesă la scoaterea din baie prin simplă fierbere în apă.

BIBLIOGRAFIE

[1] Kidin, I. U. *Iznososloikosti borohromirovanih i borosilitrovanih sloev*, În : Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, nr. 6, 1977, p. 35—37.

[2] Spătaru, I. *Baie pentru tratament termochimic de borosulfizare la temperatură joasă*. Patent nr. 69862/28.01.79.

◆

DOCUMENTARE

Dezvoltarea electrometalurgiei mondiale

În anul 1979 Comitetul pentru siderurgie al O.N.U. a publicat studiul „Modificări structurale în siderurgie", în care sînt examinate modificările importante din tehnologia şi structura producţiei de metale feroase în principalele ţări producătoare în perioada 1960—1975. În continuare se prezintă principalele aspecte ale studiului, care se referă la dezvoltarea producţiei de elaborare electrică a oţelului.

Deşi producţia oţelului în cuptoare electrice nu a crescut în ritmuri atît de rapide ca producţia în convertizoarele cu oxigen, totuşi în perioada 1960—1975 ea a crescut în medie în toate ţările cu 100 %, din care în ţările Europei apusene — de 2,6 ori, în S.U.A. — de 2,7 ori, iar în Japonia— de 3,7 ori.

În aceeaşi perioadă s-a constat o creştere a productivităţii medii anuale a unui cuptor (statistic) în toate ţările : în Japonia — de 3,5 ori, în S.U.A. — de 2,8 ori, în Franţa — de 2,4 ori, în R.F.G. — de 2,2 ori, iar în Suedia — de 1,5 ori.

Modificarea parcului de cuptoare în funcţiune diferă considerabil de la o ţară la alta. De exemplu, în Italia s-a remarcat o creştere însemnată atît a producţiei de oţel electric, cît şi a numărului de cuptoare.

În perioada 1960—1975 producţia de oţel din Italia a crescut de la 3,2 pînă la 9,4 mil.t, iar parcul de cuptoare în perioada 1970—1975 a crescut de la 265 la 337 de unităţi. Ritmurile de creştere a acestor indicatori în Spania au fost apropiate de cele consemnate în Italia, ceea ce i-a permis să intre în „grupul celor cinci" mari producătoare de oţel electric din Europa occidentală. În perioada 1960—1975 producţia de oţel electric a crescut de la 0,3 pînă la 4,1 mil.t, iar parcul cuptoarelor electrice în perioada 1970—1975 — de la 169 la 189 unităţi. În Marea Britanie şi R.F.G. creşterea numărului de cuptoare a fost mai puţin însemnată (cu 86 şi respectiv 11), în Franţa şi Belgia numărul cuptoarelor a scăzut, iar în Japonia acesta a crescut cu 50 unităţi, inclusiv cuptoarele electrice cu inducţie.

În S.U.A., prin trecerea la un utilaj mult mai puternic, numărul cuptoarelor electrice s-a redus la o creştere însemnată a producţiei de oţel electric.

Cea mai mare însemnătate pentru dezvoltarea dinamică a producţiei de oţel electric şi pentru modificările structurale în parcul de cuptoare electrice o au următorii factori : dezvoltarea rapidă a producţiei de convertizor cu oxigen, însoţită de o reducere a utilizării procedeului Martin şi de o eliberare, ca urmare a acesteia, a deşeurilor de metal ; caracterul cererii de oţel şi aspectele economice ale satisfacerii acesteia, ceea ce a determinat dezvoltarea construcţiei de miniuzine dotate cu cuptoare electrice (în S.U.A. la aceasta a contribuit creşterea cererii la oţelul beton începînd de la jumătatea deceniului al cincilea, legat de programul de construcţie al autostrăzilor între state) ; perfecţionarea construcţiei şi a metodelor de exploatare a cuptoarelor electrice cu arc ; creşterea însemnată a calităţii electrozilor de grafit şi a materialelor refractare ; creşterea cererii de oţeluri de calitate şi studierea proceselor tehnologice corespunzătoare.

Îmbunătăţirea situaţiei legate de deşeurile metalice, care întotdeauna au avut o mare însemnătate pentru dezvoltarea producţiei de oţel electric, poate ilustra uşor faptul că micşorarea producţiei de oţel Martin (cu 53,5 mil.t în ţările studiate, în perioada 1960—1975) a fost compensată total în raport cantitativ de creşterea elaborării oţelului în cuptoarele electrice (cu 59,9 mil.t).

S-a observat tendinţa spre crearea de miniuzine. Ca urmare a acestui fapt, creşterea producţiei de oţel electric în S.U.A., Italia şi Spania trebuie să fie pusă în mare măsură pe seama dezvoltării rapide a minimetalurgiei.

Perfecţionarea construcţiei şi a caracteristicilor de exploatare a cuptoarelor electrice cu arc este legată, în special, de capacitatea cuptorului şi de sistemul de alimentare electrică (transformatoare, cabluri). Anul 1964 este considerat anul „transformării fundamentale" în privinţa creării cuptoarelor electrice cu arc, întrucît în acel moment firma americană North Western Steel and Wire Co. a dat în exploatare un cuptor foarte puternic şi, ca urmare, s-a demonstrat faptul că procedeul de elaborare electrică a oţelului se poate utiliza pentru mărirea producţiei de oţel.

Prin mărirea productivităţii cuptoarelor electrice cu arc se asigură o foarte importantă economie la cheltuielile de exploatare, în pofida creşterii cheltuielilor legate de măsurile de luptă împotriva poluării mediului ambiant, a căror pondere este de pînă la 20 % din investiţiile totale. În continuare se prezintă indicatorii medii, economici ai funcţionării cuptoarelor electrice, în funcţie de productivitatea acestora, pentru ţările care sînt principalii producători de oţel electric (în calcule s-au inclus cuptoarele cu o greutate a şarjei de la 25 la 100 t).

Productivitatea cuptoarelor electrice (mii t/an)	50	100	500	1 000
Investiţii (mil. DM)	50	60	150	180
Investiţii specifice (DM/t)	1 000	600	300	180
Cheltuieli de exploatare (DM/t)	234	202	148	137

În prezent, ponderea oţelului electric în volumul total al producţiei de oţel este (%) în Japonia de 19, în S.U.A. — 22, iar în R.F.G. — 13.

În ceea ce priveşte perspectivele de dezvoltare a acestui proces, se constată că în anii 80 va avea loc construirea de uzine metalurgice doar cu convertizoare cu oxigen sau cu utilaje pentru elaborarea electrică a oţelului. La jumătatea acestei perioade se propune mărirea puterii cuptoarelor electrice pe baza creşterii tensiunii reţelei electrice de alimentare, mărirea duratei de funcţionare a căptuşelii pe seama utilizării răcirii cu apă, lărgirea utilizării suflării oxigenului şi a combustibilului cu scopul micşorării timpului de elaborare. Introducerea acestor îmbunătăţiri, conform calculelor, poate mări productivitatea cuptorului electric cu cca 45 % şi micşora timpul de elaborare cu 30 %.

(În : *B.I.K.I., U.R.S.S., nr. 28, martie, 1980*)

◆

Cercetări privind influenţa cobaltului asupra proprietăţilor aliajelor Cu-Cr-Zr

Dr. ing. M. Ienciu, dr. ing. P. Moldovan
ing. Daniela Marinescu – I.P. – Bucureşti
ing. Gh. Jula – I.A.M.N. – Bucureşti

CZ: 669.2/8 :539.4/5

Elaborarea prealiajelor Cu-Cr. Prealiajele Cu-Cr au fost elaborate în cuptoare electrice cu inducţie, în creuzete de grafit.

Valoarea conţinutului de crom în prealiaj a fost de 4,25%. Calculele de şarjă s-au efectuat luîndu-se pierderile de crom prin ardere de 5%.

Topirea cuprului electrolitic s-a efectuat sub diferite straturi de fondanţi de acoperire (în proporţie de 1–2% din greutatea cuprului), mangal, fluorină + negru de fum, fluorină + criolit + negru de fum, fluorină + criolit + mangal, borax + mangal, fluorină + carbonat de sodiu + mangal, fluorină + mangal. Supraîncălzirea cuprului la temperatura de 1 500±10°C este necesară pentru dizolvarea integrală a cromului de la suprafaţa cuprului lichid (deoarece greutatea specifică a cromului este de 7,2 gf/cm², mai mică decît a cuprului).

După topire este necesară dezoxidarea cuprului, deoarece chiar un conţinut de 0,01% O_2 face imposibilă dizolvarea cromului în baia metalică.

Dezoxidarea cuprului s-a realizat în două variante: cu fosfor (sub formă de cupru fosforos cu 11%P) şi cu magneziu (sub formă de prealiaj Cu-Mg cu 12% Mg), pentru a se stabili influenţa acestora asupra solubilităţii cromului în cupru.

Alierea cu crom s-a realizat practic prin introducerea, în porţii, a cromului înfăşurat în foiţă de cupru sub un clopot de grafit, pentru a reduce pierderile de crom prin ardere. De asemenea, pentru creşterea vitezei de dizolvare a cromului, acesta s-a introdus în bucăţi mici de 2–2,5 mm.

După aliere s-a efectuat îngroşarea fondantului cu nisip cuarţos şi evacuarea zgurei.

Turnarea prealiajului sub formă de bare cilindrice Ø 40 mm s-a efectuat în lingotiere din fontă.

Probele de prealiaje s-au supus analizei chimice pentru determinarea conţinutului de crom şi de impurităţi (Si, Mg, Al, P, O_2).

S-a constatat că pierderile reale de crom prin ardere depind foarte mult de fondantul de acoperire utilizat.

Utilizarea ca fondant de protecţie a amestecului CaF_2 + negru de fum este cea mai avantajoasă. Deşi pierderile sînt ceva mai mici în cazul utilizării amestecului ternar CaF_2 + criolită + negru de fum, acest fondant nu este economic în condiţii industriale.

Fondantul de protecţie binar CaF_2 + negru de fum măreşte viteza de dizolvare a cromului în cupru lichid, în comparaţie cu fondantul simplu – negru de fum. Aceasta se explică în primul rînd prin faptul că fondantul binar asigură o protecţie mai bună contra oxidării decît negrul de fum. De asemenea, fluorura de calciu are şi un rol de rafinare prin dizolvarea oxizilor de crom. În condiţiile utilizării acestui fondant şarja poate conţine pînă la 80% deşeuri.

În general, cromul utilizat la elaborarea prealiajelor Cu-Cr conţine ca impurităţi principale Al (pînă la 0,5%) şi Si (pînă la 0,4%). Aceste impurităţi au o anumită influenţă asupra procesului de dizolvare a cromului în cupru lichid. De asemenea, oxigenul şi fosforul influenţează într-un anumit grad solubilitatea cromului în cupru.

Elementul care scade cel mai mult solubilitatea cromului în cupru este oxigenul. Chiar la conţinuturi foarte mici (sub 0,01% O_2), dizolvarea cromului în cupru este aproape neînsemnată datorită formării la suprafaţa bucăţilor de crom a unei pelicule dense de oxid.

Introducerea în aliaj a fosforului (la dezoxidarea cuprului cu fosfor) măreşte solubilitatea cromului în cupru într-un grad însemnat.

Aluminiul scade solubilitatea cromului în cupru datorită depunerii unei pelicule de alumină pe suprafaţa bucăţilor de crom, datorită tensiunii superficiale favorabile.

Spre deosebire de aluminiu, siliciul practic nu influenţează dizolvarea cromului în cupru, deoarece bioxidul de siliciu (SiO_2) nu umectează bucăţile de crom.

Procesul de dizolvare a cromului în cupru se desfăşoară cu viteză foarte mică. Una din cauzele acestui fapt este micşorarea suprafeţei de dizolvare a bucăţilor de crom. Viteza de dizolvare a bucăţilor de crom în cupru depinde de condiţiile de topire şi de gradul de puritate al cromului.

În concluzie pentru elaborarea prealiajelor Cu-Cr în practică se recomandă următoarele:

– înainte de alierea cu crom este obligatorie dezoxidarea cuprului cu fosfor sau magneziu;

– cromul trebuie să se introducă în baia metalică în bucăţi mici;

— protecţia băii metalice contra oxidării să se realizeze cu un flux binar compus din CaF_2 şi negru de fum;

— cromul utilizat la aliere nu trebuie să conţină impurităţi în proporţie mare (în special Al).

Elaborarea prealiajului Cu-Co. Prealiajul Cu-Co cu 10% Co (fig. 1) a fost elaborat în cuptor electric cu inducţie cu creuzet.

Pierderile de metale prin ardere au fost considerate: Cu—1,5%; Co—1%.

După topirea cuprului s-a efectuat supraîncălzirea pînă la 1 150°C, cînd s-a realizat dezoxidarea cu fosfor sub formă de prealiaj CuP 11, introdus în proporţie de 0,2% din cantitatea de cupru.

După eliminarea zgurei s-a introdus o nouă cantitate de mangal la suprafaţa topiturii şi s-a continuat încălzirea pînă la 1 300°C.

Alierea cu cobalt s-a realizat prin introducerea în porţii a cobaltului în baia metalică (sub formă de pelete 40 × 20 mm) şi amestecare pînă la dizolvarea completă.

S-a constatat că dizolvarea cobaltului în cupru se face cu o viteză destul de mare, astfel încît durata alierii este relativ redusă.

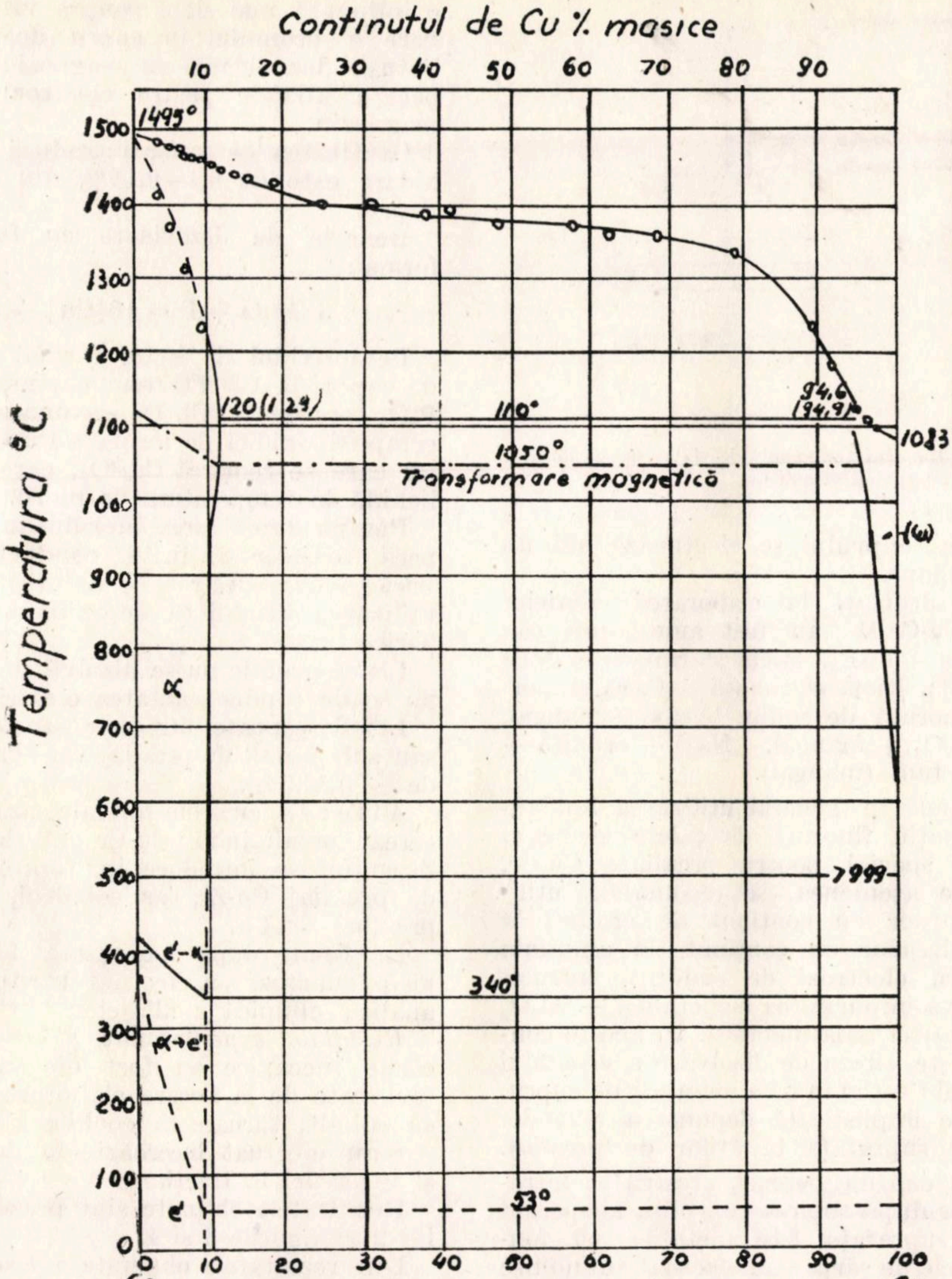


Fig. 1. Diagrama de echilibru a sistemului Cu-Co

Turnarea prealiajului s-a efectuat într-o cochilă din fontă la temperatura de 1 270°C. S-au prelevat probe pentru analiza chimică, rezultînd următoarea compoziţie medie (a trei probe) : 9,63% Co + rest % Cu.

Elaborarea aliajelor Cu-Cr-Zr-Co. Schema tehnologică a elaborării acestor aliaje este prezentată în figura 2.

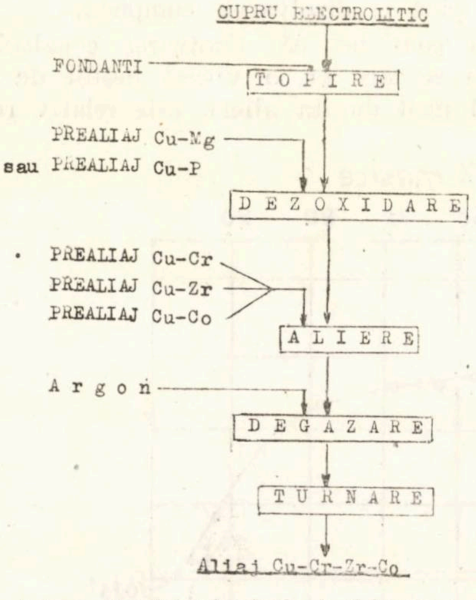


Fig. 2. Schema fluxului tehnologic de elaborare a aliajelor Cu-Cr-Zr-Co

Topirea cuprului se efectuează sub un strat de fondant.

Fondanţii utilizaţi la elaborarea aliajelor Cu-Cr sau Cu-Cr-Me au fost amestecuri ca : negru de fum + CaF_2, sticlă sfărîmată + NaF (raportul 1 : 1), sticlă sfărîmată + CaF_2 (raportul 1 : 1), fluorură de sodiu, borax + mangal, CaF_2 + Na_2CO_3 + mangal, NaF + criolită + + negru de fum (mangal).

Se recomandă în general utilizarea fondanţilor care conţin fluorură de calciu şi negru de fum, în special pentru prealiaje Cu-Cr, Cu-Cr-Zr. De asemenea, se recomandă utilizarea fondanţilor cu conţinut de criolită la elaborarea aliajelor cu conţinut de aluminiu (aliaje pentru electrozi de sudură), întrucît criolita dizolvă impuritatea nemetalică — Al_2O_3 şi rafinează astfel baia metalică. În aceste condiţii se măreşte viteza de dizolvare a cromului (din prealiajul Cu-Cr) în baia metalică de cupru, deoarece este împiedicată depunerea peliculei de Al_2O_3 pe suprafaţa bucăţilor de prealiaj.

Dacă şarja conţine deşeuri, acestea se introduc în cuptor după topirea cuprului, acoperind tot timpul suprafaţa băii metalice cu fondanţi. Calculele de şarjă s-au efectuat ţinîndu-se seamă de pierderile de metale prin ardere. Pierderile de metale prin ardere depind de fondantul utilizat şi de tipul cuptorului de elaborare. Pierderile de crom prin ardere s-au considerat 5%.

În cadrul lucrărilor experimentale, elaborarea aliajelor de cupru cu conţinut de crom s-a efectuat în cuptoare cu flacără cu creuzet de grafit + şamotă.

După topire, baia metalică s-a supraîncălzit la ~ 1 300°C.

Dezoxidarea se poate realiza cu magneziu, fosfor (introduse în baia metalică sub formă de prealiaje), litiu sau CaB_6.

Din datele experimentale, s-a constatat că dezoxidarea cu fosfor este mai recomandată decît dezoxidarea cu magneziu. Fosforul are o influenţă mai slabă asupra vitezei de dizolvare a cromului în cupru decît magneziul. Totuşi, dezoxidarea cu magneziu se utilizează pentru aliajele pentru electrozi care conţin magneziu.

Cantitatea de fosfor introdusă pentru dezoxidare este de 0,1—0,15% din cantitatea de cupru.

Reacţia de dezoxidare cu fosfor este de forma :

$$5\,Cu_2O + P = 10[Cu] + (P_2O_5)$$

Pentaoxidul de fosfor format este în stare de vapori la 1 300°C (temperatura de fierbere a P_2O_5 este de 347°C). De asemenea, se pot forma compuşi oxidici de forma $x\,Cu_2O \cdot y\,P_2O_5$, dintre care se remarcă $CuPO_3$, care este în stare lichidă la temperatura de lucru.

Pentru dezoxidarea cuprului în vederea obţinerii aliajelor de înaltă conductibilitate electrică (pentru electrozi de sudură), se recomandă utilizarea litiului ca dezoxidant sau a zgurei borice.

Litiul practic nu se dizolvă în cupru solid şi nu scade conductibilitatea electrică a acestuia.

Litiul se poate introduce sub formă metalică sau sub formă de prealiaj Cu—Li, în proporţie de ~ 0,1% Li.

Alierea cu crom se realizează prin introducerea prealiajului Cu-Cr în baia metalică. Zirconiul se introduce în topitură sub formă de prealiaj Cu-Zr, iar cobaltul, sub formă de prealiaj Cu-Co.

În final, după îngroşarea fondantului cu nisip cuarţos, s-a efectuat turnarea în bare şi analiza chimică a aliajelor obţinute (tab. 1).

Rezultate experimentale şi concluzii. Încercările mecanice au fost efectuate pe probe prelevate de la fiecare elaborare şi microaliere cu cobalt, turnate în cochile şi răcite în aer.

S-au efectuat încercări de duritate Brinell şi încercări la tracţiune.

Rezultatele obţinute sînt prezentate în tabelul 2 şi figurile 3 şi 4.

Din rezultatele obţinute reiese că creşterea conţinutului de cobalt de la 0,02—0,28%Co conduce la creşterea durităţii şi a rezistenţei la rupere.

Tabelul 1

Compoziţia chimică a bronzurilor cu crom, zirconiu şi cobalt elaborate

Nr. aliajului	Compoziţia chimică, %			
	Cu	Cr	Zr	Co
1	rest	0,88	0,20	—
2	rest	0,88	0,20	0,02
3	rest	0,88	0,20	0,04
4	rest	0,88	0,20	0,07
5	rest	0,88	0,20	0,1
6	rest	0,88	0,20	0,12
7	rest	0,88	0,20	0,15
8	rest	0,88	0,20	0,20
9	rest	0,88	0,20	0,25

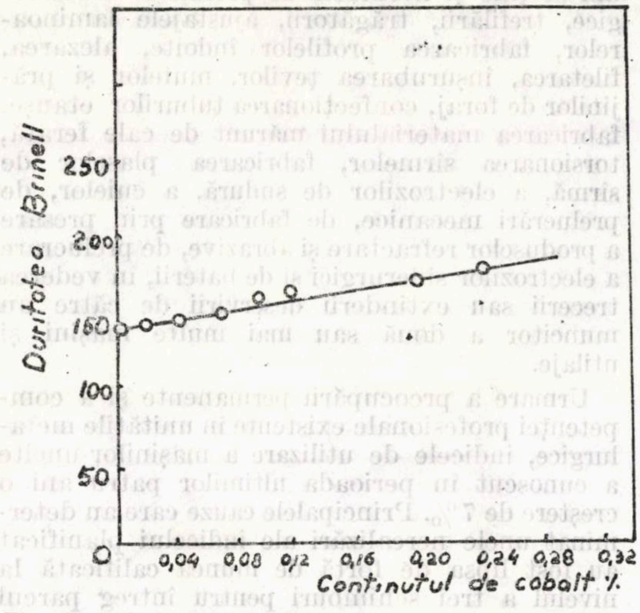


Fig. 3. Influenţa conţinutului de cobalt asupra durităţii aliajelor Cu-Cr-Zr-Co

Din analiza metalografică efectuată în cadrul lucrării, rezultă o dispersie uniformă a compuşilor intermetalici (Cr_2Zr şi alţii) în interiorul grăunţilor, determinînd creşterea valorilor proprietăţilor mecanice.

În concluzie, adaosurile mici de cobalt în bronzurile cu crom şi zirconiu în stare turnată conduc la îmbunătăţirea proprietăţilor mecanice ale acestor aliaje, dar acest efect este mai redus decît al cromului şi zirconiului.

Tabelul 2

Influenţa conţinutului de cobalt asupra proprietăţilor mecanice ale bronzurilor cu crom şi zirconiu

Nr. probei	Conţinutul de Co, %	Duritatea Brinell	Rezistenţa de rupere la tracţiune, daN/mm²
1		142	40,1
2	0,02	146	42,6
3	0,04	147	41,2
4	0,07	150	42,3
5	0,1	152	42,5
6	0,12	156	44,5
7	0,15	161	45,4
8	0,20	162	47,0
9	0,25	168	48,2

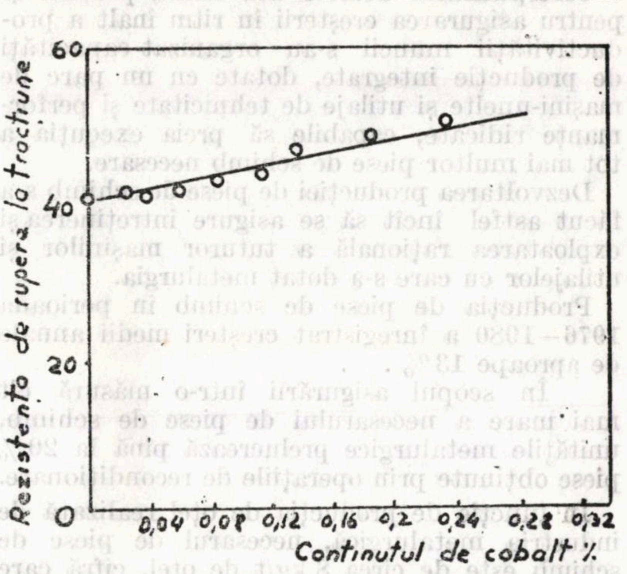


Fig. 4. Influenţa conţinutului de cobalt asupra rezistenţei la rupere la tracţiune a aliajelor Cu-Cr-Zr-Co

BIBLIOGRAFIE

[1] Ienciu, M. *Elaborarea aliajelor neferoase.* Bucureşti, 1972.

[2] Hansen, M. şi Anderko, K. *Constitution of binary alloys.* N. Y., Mc. Graw-Hill Book Company Inc., 1958.

[3] Fargette, B. *Metals Technology,* vol. 6, 1979, p. 194–201.

[4] Hassler, H. şi Schreiner, H. În: Metall, nr. 4, 1974, p. 348.

Creşterea gradului de utilizare a maşinilor-unelte şi utilajelor metalurgice

Ing. N. Vachniuc şi ing. Gr. Luchian
Ministerul Industriei Metalurgice

CZ: 669.1:658.2.002.61

Asemenea altor ramuri, metalurgiei i-au fost acordate importante fonduri materiale pentru dezvoltare şi modernizare. Dezvoltarea industriei metalurgice din ţara noastră s-a făcut prin dotarea cu agregate, utilaje şi instalaţii siderurgice moderne de mare capacitate şi cu o complexitate constructivă ridicată.

Corespunzător acestor dezvoltări, precum şi pentru asigurarea creşterii în ritm înalt a productivităţii muncii s-au organizat capacităţi de producţie integrate, dotate cu un parc de maşini-unelte şi utilaje de tehnicitate şi performanţe ridicate, capabile să preia execuţia a tot mai multor piese de schimb necesare.

Dezvoltarea producţiei de piese de schimb s-a făcut astfel încît să se asigure întreţinerea şi exploatarea raţională a tuturor maşinilor şi utilajelor cu care s-a dotat metalurgia.

Producţia de piese de schimb în perioada 1976—1980 a înregistrat creşteri medii anuale de aproape 13% . .

În scopul asigurării într-o măsură cît mai mare a necesarului de piese de schimb, unităţile metalurgice prelucrează pînă la 20% piese obţinute prin operaţiile de recondiţionare.

În funcţie de producţia de oţel realizată de industria metalurgică, necesarul de piese de schimb este de circa 8 kg/t de oţel, cifră care se încadrează în normele practicate în mod curent.

Producţia de piese de schimb se caracterizează printr-o mare varietate de piese şi subansamble sub raport dimensional al formei geometrice şi al materialelor folosite, în general unicate sau în serie mică. De asemenea, necesarul lor nu poate fi repartizat uniform în timp.

Această caracteristică face neeficientă folosirea maşinilor automatizate, al căror timp de reglare este mare în raport cu timpul de lucru şi deci nerentabile pentru unicate sau serii mici.

În raport cu caracterul şi specificul producţiei metalurgiei, dotarea acesteia s-a făcut cu maşini-unelte universale, cuprinzînd toate tipurile de maşini-unelte într-o gamă dimensională largă.

Utilizarea deplină a timpului de lucru şi a capacităţilor de producţie ale maşinilor şi utilajelor, stabilirea concretă pentru fiecare întreprindere a măsurilor de organizare sînt hotărîtoare în obţinerea de productivităţi ridicate. În acelaşi scop se acţionează cu ajutorul comisiilor de normare şi de productivitate a muncii, pentru fiecare instalaţie, agregat şi maşină, prin gruparea acestora în flux, prin urmărirea gradului de ocupare a muncitorilor şi a zonelor de deservire.

În acest sens se stabilesc măsuri organizatorice de regrupare sau reaşezare a maşinilor din secţiile şi atelierele de prelucrări metalurgice, trefilării, trăgătorii, ajustajele laminoarelor, fabricarea profilelor îndoite, alezarea, filetarea, înşurubarea ţevilor, mufelor şi prăjinilor de foraj, confecţionarea tuburilor etanşe, fabricarea materialului mărunt de cale ferată, torsionarea sîrmelor, fabricarea plaselor de sîrmă, a electrozilor de sudură, a cuielor, de prelucrări mecanice, de fabricare prin presare a produselor refractare şi abrazive, de prelucrare a electrozilor siderurgici şi de baterii, în vederea trecerii sau extinderii deservirii de către un muncitor a două sau mai multe maşini şi utilaje.

Urmare a preocupării permanente şi a competenţei profesionale existente în unităţile metalurgice, indicele de utilizare a maşinilor-unelte a cunoscut în perioada ultimilor patru ani o creştere de 7%. Principalele cauze care au determinat unele nerealizări ale indicelui planificat au fost lipsa de forţă de muncă calificată la nivelul a trei schimburi pentru întreg parcul de maşini-unelte din dotare (cca 64%), reparaţiile accidentale datorită unor exploatări neraţionale şi întreţineri necorespunzătoare a utilajelor (cca 20%) şi lipsa unor comenzi, datorită unei slabe preocupări pentru încărcarea uniformă a maşinilor-unelte, în special a celor grele sau unicate (cca 4%).

De asemenea la unele unităţi nu a existat o corelare între punerile în funcţiune a obiectivelor şi pregătirea forţei de muncă, maşinile-unelte au fost dispersate prin diferite baze locale sau puncte izolate de lucru, fapt care a determinat încărcarea lor la întîmplare.

Avînd în vedere experienţa cîştigată, precum şi plecînd de la unele neajunsuri înregistrate, specialiştii din metalurgie au trecut la un plan de acţiune menit să ducă la creşterea încărcării maşinilor-unelte şi utilajelor specifice.

În acest sens, unităţile metalurgice acordă o preocupare deosebită pentru folosirea maşinilor-unelte la întreaga lor capacitate printr-o pregătire tehnologică şi materială corespunzătoare.

În continuare se vor prezenta unele din mijloacele ce pot conduce la creşterea utilizării maşinilor-unelte şi utilajelor din metalurgie.

Reducerea opririlor accidentale ale mașinilor-unelte și utilajelor și respectiv prelungirea duratei lor de funcționare pot fi realizate printr-o respectare strictă a graficelor de opriri, privind întreținerile și reparațiile la termenele planificate și a tehnologiilor de reparații, asigurînd din timp baza materială a acestora.

Reactualizarea normativelor de consum piese de schimb, prin punerea de acord cu consumurile realizate pentru utilajele, agregatele și instalațiile existente, precum și întocmirea normativelor de consum piese de schimb pentru utilajele, agregatele și instalațiile existente, și pentru cele noi, printr-o stabilire corectă și reală a necesarului de piese, conduce la înlăturarea prelucrării unor piese ce nu sînt de strictă urgență.

Pentru îmbunătățirea calității pieselor de schimb, în vederea reducerii consumului acestora, este necesar să se ia următoarele măsuri:

— asigurarea din timp a semifabricatelor brut turnate și forjate ce necesită prelucrare, precum și a S.D.V.-urilor necesare;

— extinderea activității de producție pe toate cele trei schimburi, care să conducă la o utilizare mai bună a capacităților de producție;

— organizarea capacităților de producție ale atelierelor mecanice și de întreținere pe grupe de mașini-unelte și în funcție de necesarul de piese de schimb;

— organizarea activității din atelierele de producție, pentru a permite executantului lucrul la două sau mai multe mașini sau utilaje (poliservirea).

În cele ce urmează se va prezenta modul de aplicare a poliservirii mașinilor și utilajelor ca una din cele mai curente metode de creștere a productivității muncii, factor primordial de mărire a eficienței economice.

Pentru adaptarea unor norme specifice de poliservire, specialiștii din metalurgie au colaborat cu specialiștii din alte ministere și organisme, astfel că în prezent s-a reușit ca această acțiune să fie în mare parte finalizată.

În vederea trecerii la poliservirea mașinilor și utilajelor, este necesar să se țină seamă de unele norme medii și cerințe tehnice și organizatorice [1], [2].

Mașinile, utilajele și instalațiile la care se aplică normele medii au fost analizate și grupate, ținînd seamă de caracteristicile funcționale, de specificul operațiilor și lucrărilor ce se execută pe acestea, și cuprind:

— denumirea mașinilor, utilajelor și instalațiilor pe grupe;

— codul grupei mașinilor, utilajelor și instalațiilor;

— numărul de executanți pe grupe de mașini, utilaje și instalații;

— numărul mașinilor, utilajelor și instalațiilor.

Norma medie pentru lucru la mai multe mașini este dată sub formă de fracție și anume $\frac{e}{m}$, unde:

e este numărul executanților care deservesc împreună și în același timp o mașină sau o grupă de mașini;

m — numărul de mașini deservite de unul sau mai mulți executanți, concomitent și în comun.

Normele medii pentru lucrul la mai multe mașini au fost stabilite pe patru tipuri de deservire ce se regăsesc și în întreprinderile metalurgice și anume:

— tipul *I* — deservirea simultană de către un singur executant a mai multor mașini, utilaje sau instalații;

— tipul *II* — deservirea colectivă de către mai mulți executanți a mai multor mașini, utilaje sau instalații în comun, numărul acestora fiind mai mare decît numărul de executanți;

— tipul *III* — deservirea simultană de către mai mulți executanți a unei singure mașini, utilaj sau instalație;

— tipul *IV* — deservirea colectivă de către mai mulți executanți a mai multor mașini, utilaje sau instalații în comun, numărul acestora fiind mai mic decît numărul de executanți.

Pentru aplicarea normelor medii de lucru la mai multe mașini, utilaje și instalații trebuie să fie luate unele măsuri ca:

— analizarea locurilor de muncă și a zonelor de deservire unde sînt sau se pot crea condiții de aplicare și adaptare a acestora, ținînd seamă de caracteristicile funcționale și productivitatea mașinilor, utilajelor și instalațiilor.

Stabilirea numărului optim de mașini deservite, tipul *I* și *II*, se face pe baza analizării critice a situației existente la locul de muncă, respectiv în baza graficelor executant-mașină, îmbunătățirea proceselor de muncă, ținîndu-se seamă de coeficienții de ocupare a executanților, de coeficienții de utilizare a mașinilor, utilajelor și instalațiilor și de coeficienții de așteptare a executanților sau mașinilor.

— organizarea și dotarea corespunzătoare a locurilor de muncă și a zonelor de deservire, mecanizarea operațiunilor de mînuire pentru reducerea efortului fizic și crearea condițiilor corespunzătoare de microclimat;

— degrevarea pe cît posibil a muncitorilor de unele sarcini auxiliare;

— alegerea utilajelor se face luîndu-se în considerare structura timpului operativ și existența unor dispozitive care să regleze funcțiunea acestora;

— echiparea mașinilor, utilajelor și agregatelor cu tablouri de comandă centralizate;

— amplasarea rațională a mașinilor pe locuri de muncă și stabilirea intervalului optim pe care trebuie să-l parcurgă muncitorul, trecînd de la o maşină la alta;

— alegerea raţională a obiectelor muncii ce se prelucrează pe maşini;

— stabilirea celei mai raţionale succesiuni a fazelor de lucru în procesul de muncă;

— reducerea duratelor de intervenţii în timpul opririi maşinilor;

— amplasarea raţională a mijloacelor de transport.

La analiza lucrului la mai multe maşini se urmăreşte structura, durata şi suprapunerile a două categorii de timp: *1* — timpul maşinii (*t.m.*) şi *2* — timpul de lucru al executantului (*t.l.ex.*).

Timpul maşinii cuprinde:

$$1. \quad t.m. = t.f. + t.\hat{\imath}ntr.$$

în care:

$t.f.$ este timpul de funcţionare a maşinii;
$t.\hat{\imath}ntr.$ — timpul de întreruperi în funcţionare,

la rîndul său $t.f. = t.s.f. + t.f.s.$

în care:

$t.s.f.$ este timpul de supraveghere a funcţionării maşinii;
$t.f.s.$ — timpul de funcţionare fără intervenţii sau supraveghere;

iar $t.\hat{\imath}ntr. = t.p. + t.i.f.$

în care:

$t.p.$ este timpul de participare, în care maşina se aduce în stare de funcţionare;
$t.i.f.$ — timpul de aşteptare al maşinii.

Timpul de lucru al executantului *t.l.ex.* cuprinde:

$$2. \quad t.l.ex. = t.i. + t.s.f. + t.o.n. + t.t. + T.p.\hat{\imath}. + t.th. + T\,d.l.$$

în care:

$t.i.$ este timpul de intervenţie a executantului;
$t.sf.$ — timpul de supraveghere a funcţionării maşinii;
$t.o.n.$ — timpul de odihnă;
$t.t.$ — timpul de trecere de la o maşină la alta;
$T.p.\hat{\imath}.$ — timpul de pregătire şi încheiere;
$t.th.$ — timpul de aşteptare al executantului;
$Td.l.$ — timpul de deservire a locului de muncă.

Pentru stabilirea duratei ciclului de lucru la mai multe maşini, la calculul timpului executantului se ia de regulă în considerare numai o parte din aceste categorii de timp, astfel:

$$2'. \quad t.l.ex. = t.i. + t.s.f. + t.t.$$

Tabelul 1

Tipul de maşină-unealtă	*G.o.e.* (grad de ocupare executant), %	*G.o.m.* (grad de ocupare maşină), %	*G.o.* × 100 (raport *G.o.e.* : *G.o.m.*), %
Strung carusel	20–38	78–82	25,6–46,5
Freză portal-raboteză	6–34	74–95	8,1–36,2
Strunguri mari	32–43	77–89	41,5–48,0

La ciclurile cu durate mari se ţine seamă şi de *T.p. î.*, *Td. l.* şi *t.o.n.*, în măsura în care aceste categorii de timp se consumă total sau parţial, în cadrul ciclului de lucru la mai multe maşini.

Pentru a obţine o cît mai mare eficacitate a muncii, se impune ca organizarea şi raţionalizarea procesului de muncă să pornească de la analiza corelaţiilor dintre elementele acestuia şi a influenţei pe care o exercită diferiţi factori ai ansamblului producţiei asupra organizării respective.

Stabilirea numărului de muncitori pentru deservirea unor maşini-unelte din unităţile metalurgice — ţinînd seamă de cele prezentate — s-a făcut pe baza graficului executant—maşină, rezultînd valorile prezentate în tabelul 1.

După cum se observă din tabelul 1 raportul *G.o.e.* : *G.o.m.* (*G.o.*) este mai mic de 50%, fapt care a condus la concluzia existenţei posibilităţii deservirii a două maşini de către un muncitor sau în cazurile cînd maşinile sînt astfel amplasate încît acest lucru nu este posibil s-a adoptat deservirea a trei maşini de către doi muncitori.

În urma analizei efectuate pe întreg fluxul tehnologic la maşinile-unelte, utilajele şi instalaţiile specifice a rezultat o eficienţă economică din generalizarea şi amplificarea acţiunii de trecere la lucrul la mai multe maşini, stabilindu-se totodată normative de personal pe instalaţii.

Eficienţa economică a acţiunii a fost materializată — în principal — prin economii de personal la nivelul a 2,2% pe întreaga reţea metalurgică, care au fost redistribuiţi în unităţile respective, pentru obiective noi sau pentru creşterea coeficientului de schimburi în unele sectoare de activitate productive, deficitare din punct de vedere al personalului muncitor.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * *Normele medii unificate de lucru la mai multe maşini.* M.I.C.M., 1979.

[2] * * * *Metodologia privind organizarea şi normarea muncii pentru lucru la mai multe maşini.* Ministerul Muncii, 1979.

Mat. Victoria Ciucu, mat. I. Ciucu,
ing. G. Schneider şi ing. V. Şuteu
C.C.P.T.A.–Slatina

Utilizarea tehnicii moderne de calcul la întocmirea bilanţurilor electrice reale

CZ : 681.32 :662.614

Una dintre căile sigure de economisire a resurselor energetice de care dispune o întreprindere este şi aceea a utilizării raţionale a acestora. Pentru cunoaşterea situaţiei pe ansamblul întreprinderii din punct de vedere al consumului de energie electrică se întocmeşte bilanţul electric real pentru toţi consumatorii săi. Se recomandă ca aceste bilanţuri să se reactualizeze anual, dat fiind faptul că întreprinderile sînt caracterizate printr-o continuă extindere şi deci pe plan energetic acestor dezvoltări le corespunde o creştere a puterii instalate şi a consumurilor de energie electrică. Pe baza bilanţurilor reale şi optime se pot lua măsuri concrete de reducere a consumurilor de energie electrică, prin reducerea la minimum a pierderilor în condiţiile alimentării sigure cu energie a consumatorilor analizaţi, îmbunătăţirea randamentelor de lucru, optimizarea fluxurilor tehnologice, înlocuirea utilajelor cu consumuri ridicate şi randamente scăzute etc.

Metodica de elaborare a bilanţurilor electrice este în general cunoscută şi corespunde celei prezentate în [1]. Efectuarea însă a unui bilanţ electric presupune prelucrarea unui volum mare de date primare-parametrii nominali şi măsuraţi ai consumatorilor şi, implicit, un volum mare de muncă, de rutină.

Eliminarea acestor inconveniente se poate face folosind calculatorul electronic la efectuarea bilanţului electric. Avantajele în acest caz sînt evidente faţă de calculul manual. În primul rînd creşte numărul de date ce pot fi prelucrate şi deci interpretarea bilanţului întocmit este mai exactă; în al doilea rînd specialistul în elaborarea bilanţului electric are mai mult timp la dispoziţie pentru culegerea datelor, efectuarea măsurătorilor în număr cît mai mare şi pentru interpretarea acestui bilanţ şi stabilirea unor direcţii şi măsuri tehnice şi organizatorice de eliminare a pierderilor de energie.

În sfîrşit, un pachet de programe scrise pentru calculatorul electronic şi conceput într-o formă generală poate fi folosit de către întreprinderi, pentru reactualizarea bilanţului electric într-un timp scurt şi cu maximum de precizie în obţinerea rezultatelor.

Lucrarea de faţă constituie o prezentare a metodicii de elaborare a bilanţurilor electrice reale cu ajutorul calculatorului electronic. În acest scop a fost conceput un pachet de programe scris în limbajul FORTRAN pentru calculatorul electronic FELIX C–256, general valabil pentru efectuarea bilanţului electric real la motoarele electrice , cabluri şi transformatoare. Fiecare secţie a întreprinderii constituie un contur de bilanţ, în interiorul căruia se află alte conturi pe agregate şi fluxuri tehnologice.

Prin insumarea tuturor contururilor de bilanţ se obţine bilanţul electric pe ansamblul intreprinderii. Principalii consumatori electrici la care se propune să se prezinte metodica de întocmire a bilanţului electric real sînt : motoarele electrice, cablurile de alimentare şi transformatoarele de forţă.

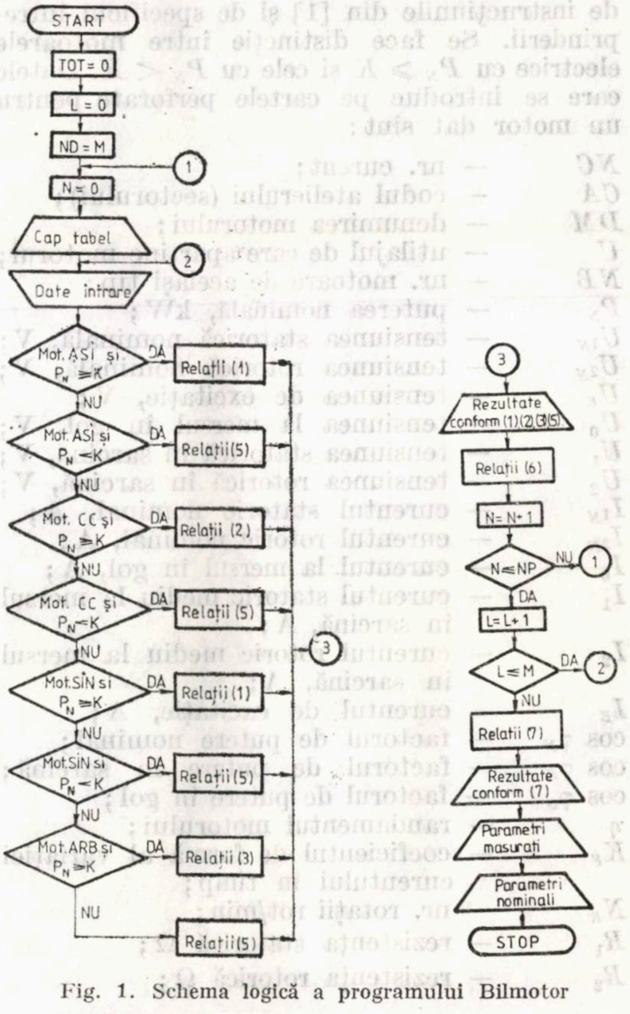

START
TOT= 0
L = 0
ND = M
1
N= 0
Cap tabel
2
Date intrare
Mot. ASI şi P$_N$ ≥K
DA
Relaţii (1)
NU
Mot. ASI şi P$_N$ <K
DA
Relaţii(5)
NU
Mot. CC şi P$_N$ ≥K
DA
Relaţii (2)
NU
Mot. CC şi P$_N$ <K
DA
Relaţii (5)
NU
3
Mot.SIN si P$_N$ ≥K
DA
Relaţii (1)
NU
Mot.SIN si P$_N$ <K
DA
Relaţii(5)
NU
Mot.ARB şi P$_N$ ≥K
DA
Relaţii (3)
NU
Relaţii(5)
3
Rezultate conform (1)(2)(3)(5)
Relaţii (6)
N= N+ 1
N≤NP
NU
1
DA
L= L+ 1
L≤M
DA
2
NU
Relatii (7)
Rezultate conform (7)
Parametri masuraţi
Parametri nominali
STOP

Fig. 1. Schema logică a programului Bilmotor

Bilanţul motoarelor electrice. Pentru determinarea energiei consumate şi a pierderilor de energie în motoarele electrice a fost conceput un program denumit „Bilmotor", a cărei schemă logică este prezentată în figura 1. Acest program este valabil pentru toate tipurile de motoare electrice, şi anume:

- — motoare asincrone în scurtcircuit (A.S.I.);
- — motoare de curent continuu (M.C.C.);
- — motoare sincrone (S.I.N.);
- — motoare asincrone cu rotor bobinat (A.R.B.)

Pentru a identifica tipul motorului, se introduce un identificator reprezentat printr-un număr întreg, prin intermediul căruia se face apel la grupul de relaţii ce calculează mărimile cerute de bilanţ.

Decizia se ia în funcţie de acest identificator şi de un anumit „prag" notat în schema logică a programului prin K, la care se raportează puterea nominală P_N a motorului. Alegerea valorii pragului K se face de către specialistul în întocmirea bilanţurilor electrice, ţinînd seamă de instrucţiunile din [1] şi de specificul întreprinderii. Se face distincţie între motoarele electrice cu $P_N \geqslant K$ şi cele cu $P_N < K$. Datele care se introduc pe cartele perforate pentru un motor dat sînt:

NC — nr. curent;
CA — codul atelierului (sectorului);
DM — denumirea motorului;
U — utilajul de care aparţine motorul;
NB — nr. motoare de acelaşi tip;
P_N — puterea nominală, kW;
U_{1N} — tensiunea statorică nominală, V;
U_{2N} — tensiunea rotorică nominală, V;
U_E — tensiunea de excitaţie, V;
U_0 — tensiunea la mersul în gol, V;
U_1 — tensiunea statorică în sarcină, V;
U_2 — tensiunea rotorică în sarcină, V;
I_{1N} — curentul statoric nominal, A;
I_{2N} — curentul rotoric nominal, A;
I_0 — curentul la mersul în gol, A;
I_1 — curentul statoric mediu la mersul în sarcină, A;
I_2 — curentul rotoric mediu la mersul în sarcină, A;
I_E — curentul de excitaţie, A;
$\cos \varphi_N$ — factorul de putere nominal;
$\cos \varphi_S$ — factorul de putere în sarcină;
$\cos \varphi_O$ — factorul de putere în gol;
η — randamentul motorului;
K_F — coeficientul de formă al variaţiei curentului în timp;
N_R — nr. rotaţii rot/min;
R_1 — rezistenţa statorică Ω;
R_2 — rezistenţa rotorică Ω;
C — conexiunea;
R — un identificator pentru tipul motorului;
T_A — timpul anual de funcţionare, h.

Curenţii măsuraţi I_1 şi I_2 reprezintă media a 12 măsurători orare obţinută cu ajutorul unui program care efectuează următoarele operaţii: media aritmetică, media pătratică, coeficientul de formă K_F şi calculul încărcării fiecărui motor. Aceste rezultate se listează în tabele tip (tab. 1). Valoarea încărcării motoarelor constituie un indiciu pentru depistarea acelora supradimensionate.

Mărimile care se calculează în cadrul bilanţului sînt:

E_a este energia absorbită din reţea;
ΔE_{Cu} — pierderile în cuprul motorului;
$\Delta E_{\text{Fe+Mec}}$ — pierderile constante în fier şi mecanice ale motorului şi mecanismul antrenat;
ΔE_p — pierderile totale;
E_u — energia utilă.

Pentru fiecare din aceste mărimi se calculează şi procentul raportat la energia absorbită. În cazul $P_N \geqslant K$ formulele de calcul depind de tipul motorului după cum urmează:

— Pentru motoare electrice asincrone în scurtcircuit şi motoare sincrone:

$$E_a = \sqrt{3} \cdot U_1 \cdot I_1 \cdot \cos \varphi_S \cdot T_A \cdot 10^{-3}, \text{ kWh}$$

$$\Delta E_{\text{Cu}} = 3 \cdot K_F^2 \cdot I_1^2 \cdot R_1 \cdot T_A \cdot 10^{-3}, \text{ kWh} \tag{1}$$

$$\Delta E_{\text{Fe+Mec}} = ((\sqrt{3} \cdot U_0 \cdot I_0 \cdot \cos \varphi_0) - (3 \cdot I_0^2 \cdot R_1)) \cdot T_A \cdot 10^{-3}, \text{ kWh}$$

$$\Delta E_p = \Delta E_{\text{Cu}} + \Delta E_{\text{Fe+Mec}}, \text{ kWh}$$

$$E_u = E_a - \Delta E_p, \quad \text{kWh}$$

— Pentru motoare electrice de curent continuu:

$$E_a = U_2 \cdot I_2 \cdot T_A \cdot 10^{-3}, \text{ kWh}$$

$$\Delta E_{\text{Cu}} = K_F^2 \cdot I_2^2 \cdot R_2 \cdot T_A \cdot 10^{-3}, \text{ kWh}$$

$$\Delta E_{\text{Fe+Mec}} = (U_0 - I_0 \cdot R_2) \cdot I_0 \cdot T_A \cdot 10^{-3}, \text{ kWh} \tag{2}$$

$$\Delta E_p = \Delta E_{\text{Cu}} + \Delta E_{\text{Fe+Mec}}, \text{ kWh}$$

$$E_u = E_a - \Delta E_p, \text{ kWh}$$

Tabelul 1

Măsurători orare de curenţi pe parcursul a 24 ore

ÎNTREPRINDEREA . . . .
SECŢIA . . . .

Nr. crt.	Denumire motor	Uutilajul Flux tehn.	I_1 [A]	I_2 [A]	I_3 [A]	I_4 [A]	I_5 [A]	I_6 [A]	I_7 [A]	I_8 [A]	I_9 [A]	I_{10} [A]	I_{11} [A]	I_{12} [A]	I_{MP} [A]	I_M [A]	I_N [A]	I_{nc} %	K_F

— Pentru motoare electrice cu rotor bobinat:

$$E_a = \sqrt{3} \cdot U_1 \cdot I_1 \cdot \cos \varphi_S \cdot T_A \cdot 10^{-3}, \text{ kWh}$$

$$\Delta E_{\text{Cu}} = 3 \cdot K_F^2 \cdot I_1^2 \cdot R_e \cdot T_A \cdot 10^{-3}, \text{ kWh} \quad (3)$$

$$\Delta E_{\text{Fe+Mec}} = ((\sqrt{3} \cdot U_0 \cdot \cos \varphi_0) - (3 \cdot I_0 \cdot R_e)) \cdot$$
$$\cdot I_0 \cdot T_A \cdot 10^{-3}, \text{ kWh}$$

$$\Delta E_p = \Delta E_{\text{Cu}} + \Delta E_{\text{Fe+Mec}}, \text{ kWh}$$

$$E_u = E_a - \Delta E_p, \text{ kWh}$$

În relaţiile (3) R_e (rezistenţa echivalentă) se obţine astfel:

$$R_e = R_1 + R_2 \left(\frac{0{,}98 \cdot U_1}{U_2} \right)^2, \ \Omega \quad (4)$$

În cazul $P_N < K$ formulele de calcul sînt aceleaşi pentru toate tipurile de motoare electrice:

$$E_a = P_N \cdot T_A, \text{ kWh}$$
$$E_u = E_a \cdot \eta, \text{ kWh} \quad (5)$$
$$\Delta E_p = E_a - E_u, \text{ kWh}$$

Programul de calcul este conceput cu posibilitatea de verificare a datelor înscrise pe cartele. După citirea unui cîmp de date urmează scrierea rezultatelor şi reţinerea în memoria calculatorului a totalurilor pe coloane pentru fiecare din mărimile calculate (relaţiile (6) din schema logică) pînă la poziţia respectivă. După ce s-a citit ultimul cîmp de date şi s-au afişat rezultatele corespunzătoare, se cere scrierea valorilor totale (relaţiile (7)). Rezultă astfel un bilanţ electric anual pentru secţia analizată, iar dacă în formulele (1),(2), (3) şi (5) se face $T_A = 1$, se obţine bilanţul electric orar al secţiei respective. Rezultatele bilanţului se listează în tabele tip (tab. 2).

Cu acelaşi program se obţin şi tabelele cu parametrii măsuraţi şi nominali ai motoarelor analizate (tab. 3 şi respectiv tab. 4).

Pentru utilajele mari consumatoare de energie electrică, secţii şi total întreprindere, contururile de bilanţ se reprezintă grafic prin diagramele Sankey orare şi anuale.

Bilanţul cablurilor de alimentare. Pentru calculul pierderilor de energie în cabluri a fost realizat un program denumit Bilcablu, a cărui schemă logică este prezentată în figura 2.

Datele care se introduc pe cartele sînt:

NC — nr. curent;
DC — denumirea cablului;
TC — tipul cablului;
S — secţiunea cablului, mm²;
R_S — rezistenţa specifică, Ω/km²;
K_F — coeficientul de formă al variaţiei curentului în timp;
I_S — curentul mediu măsurat la capătul alimentat al liniei (media a 12 măsurători orare), A;
L — lungimea cablului, km;
T_A — timpul anual, h.

Tabelul 2

Bilanţul electric — mărimi calculate ale motoarelor electrice

ÎNTREPRINDEREA . . . .
SECŢIA . . . .

Nr. crt.	Cod atelier	Denumire motor	Utilaj	P_N, kW	E_a,		ΔE_{Cu},		$\Delta E_{\text{Fe+Mec}}$		ΔE_P,		E_U,	
					kWh	%	kWh	%	kWh	%	kWh	%	kWh	%

Tabelul 3

Parametrii măsuraţi ai motoarelor electrice

ÎNTREPRINDEREA . . . .
SECŢIA . . . .

Nr. crt.	Cod atel.	Denumire motor	P_N [kW]	U_0 [V]	U_1 [V]	U_2 [V]	I_0 [A]	I_1 [A]	I_2 [A]	$\cos \varphi_S$	$\cos \varphi_0$	η	R_1 [Ω]	R_2 [Ω]	T_A [h]

Tabelul 4

Parametrii nominali ai motoarelor electrice

ÎNTREPRINDEREA . . . .
SECŢIA . . . .

Nr. crt.	Cod atelier	Denumire motor	Nr. buc.	P_N [kW]	U_{1N} [V]	U_{2N} [V]	U_E [V]	I_{1N} [A]	I_{2N} [A]	I_E [A]	N_R rot/min	$\cos \varphi_N$	conex.

Pentru fiecare cablu se calculează următoarele mărimi:

R_e — rezistenţa echivalentă, Ω;
ΔE_{aL} — pierderile orare de energie activă în linie, kWh;
ΔE_{AL} — pierderile anuale de energie activă în linie, kWh.

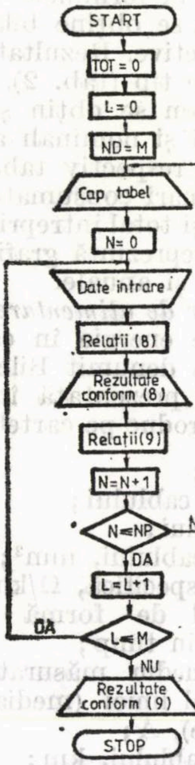


Fig. 2. Schema logică a programului Bilcablu

Formulele de calcul sînt:

$$R_e = R_S \cdot L,\ \Omega \qquad (8)$$

$$\Delta E_{aL} = 3 \cdot K_F \cdot R_e \cdot I_S^2 \cdot 10^{-3},\ \text{kWh}$$

$$\Delta E_{AL} = \Delta E_{aL} \cdot T_A,\ \text{kWh}$$

La fel ca programul Bilmotor, şi programul Bilcablu are posibilitatea de a verifica corectitudinea cu care au fost introduse datele de intrare pe cartele. După un ciclu: citire, calcule, listare rezultate, se reţin în memorie totalurile pe coloane după formulele:

$$\text{TOT 1} = \text{TOT 1} + \Delta E_{aL} \qquad (9)$$

$$\text{TOT 2} = \text{TOT 2} + \Delta E_{AL}$$

După ce s-a citit ultimul cîmp de date şi s-au listat rezultatele corespunzătoare, se comandă scrierea valorilor totale ale pierderilor de energie pentru secţia respectivă. Cu ajutorul acestui program se obţine deci atît bilanţul orar, cît şi cel anual al cablurilor analizate. Rezultatele se listează în tabele tip (tab. 5).

Bilanţul transformatoarelor de forţă. Calculul pierderilor de energie electrică în transformatoarele de forţă se poate face cu ajutorul calculatorului electronic folosind în acest scop un program denumit Biltrafo.

Elaborarea acestui program a fost cerută de numărul mare de transformatoare existente într-o întreprindere, precum şi de gradul de complexitate a calculelor. Datele necesare bilanţului se introduc pe cartele în următoarea ordine:

NC — nr. curent;
TT — tipul transformatorului;
P_N — puterea nominală, kVA;
U_N — tensiunea nominală (primară/secundară), kV;
I_N — curentul nominal (primar/secundar), A;
G — grupa de conexiune;
U_S — tensiunea la mersul în sarcină, kV;
I_0 — curentul la mersul în gol, A;
ΔP_0 — pierderea de putere activă în transformator la funcţionarea în gol, kW;

Tabelul 5

Calculul pierderilor de energie electrică în cabluri

ÎNTREPRINDEREA . . . .
SECŢIA . . . .

Nr. crt.	Denumirea consumatorului alimentat	Tip cablu	Secţ. [mm]	R_S [Ω/km]	K_F	I_S [A]	L [km]	R_E [Ω]	T_A [h]	ΔE_{aL} [kWh/h]	ΔE_{AL} [kWh/an]

Tabelul 6

Calculul pierderilor de energie electrică în transformatoare

ÎNTREPRINDEREA . . . .
SECŢIA . . . .

Nr. crt.	Tipul transformat.	P_N [kVA]	U_N [kV]	I_N [A]	Grupa de conex.	U_S %	I_0 %	ΔP_0 [kW]	ΔP_{SC} [kw]	ΔP_S [kW]	β	T_C [h]	T_F [h]	T_S [h]	T_A [h]	ΔP_T [kWh/h]	ΔP_{TA} [kWh/an]

ΔP_{SC} – pierderea de putere activă în transformator la funcţionarea în scurtcircuit, kW;
ΔP_S – pierderea de putere activă suplimentară ce apare în cazul transformatoarelor cu răcire forţată;
K_F – coeficientul de formă al variaţiei curentului în timp;
T_c – timpul total de conectare, h;
T_F – timpul de funcţionare în sarcină, h;
T_S – timpul de funcţionare al instalaţiilor auxiliare de răcire, h;
T_A – timpul anual de funcţionare, h;
I_{med} – intensitatea medie a curentului pe parcursul a 24 h, h.

Pierderile orare de putere activă într-un transformator se determină cu relaţia:

$$\Delta P_T = \Delta P_0 \cdot T_c + K_F^2 \frac{I_{med}^2}{I_N^2} \cdot \Delta P_{SC} \cdot$$

$$\cdot T_F + \Delta P_S \cdot T_S, \text{ kWh} \tag{10}$$

iar pierderile anuale cu relaţia:

$$\Delta P_{TA} = \Delta P_T \cdot T_A, \text{ kWh}$$

Pierderile de energie activă în transformatoare la funcţionarea în gol se consideră egale cu pierderile în fier, iar pierderile de energie activă la funcţionarea în scurtcircuit, egale cu pierderile în cupru şi se obţin din cataloagele firmei constructoare. Valorile pierderilor pentru fiecare transformator, precum şi pierderile pe ansamblul întreprinderii, împreună cu datele necesare calculelor se listează în tabele tip (tab. 6).

Se consideră că lucrarea de faţă poate constitui un ghid la îndemîna colectivelor de energeticieni din întreprinderi, care doresc să întocmească astfel de bilanţuri, folosind pentru măsurători aparatele de măsură montate pe panourile de automatizare din secţii şi cleştele voltampermetric.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * *Normativ privind metodica de întocmire şi analiză a bilanţurilor energetice în întreprinderile industriale şi similare E*(2 + 7) – 70. Bucureşti, Oficiul de documentare energetică, 1971.

DOCUMENTARE

Cel mai mare lingou de forjare din Europa

La data de 18 martie 1980 s-a turnat la oţelăria firmei Thyssen Henrichshütte AG, R.F.G., un lingou de 350 t. Este vorba de cel mai mare lingou de forjare care s-a fabricat în Europa. Oţelul aliat cu crom, nichel, molibden şi vanadiu s-a produs prin turnarea combinată din două şarje LD şi o şarjă dintr-un cuptor electric cu arc. Feroaliajele s-au topit într-un alt cuptor electric cu arc şi s-au turnat în oale. Oţelul din cele trei oale s-a dezoxidat cu carbon în vid cu ajutorul instalaţiei RH de degazare în circuit, iar evacuarea s-a făcut prin turnare pe jos.

Lingourile respective se utilizează la fabricarea axelor grele de turbine şi generatoare.

Forjarea blocului se face cu ajutorul unei prese de 80 MN.

(În: *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 9, 1980, p. 498*)

Industria aluminiului în ţările capitaliste, în 1979

Conform statisticilor publicate, producţia de aluminiu de primă fuziune în ţările capitaliste s-a ridicat în 1979 la 11 786 kt, repartizate astfel:

	1979, kt	Variaţie 1979–1978, %
Africa	401	+19,3
America de Nord	5 412	+ 0,05
America Latină	668	+61,7
Asia de Est	1 084	– 3,7
Asia de Nord	371	– 3,6
Europa	3 425	+ 2,4
Oceania	425	+ 2,7
Total	11 786	+ 3,1

Indicele de funcţionare a uzinelor de electroliză a fost în luna decembrie 1979 de 90,9 %: Europa – 97 %, America de Nord – 96 %, Asia de Est – 69,8 %.

Stocurile de metal au crescut în decembrie 1979 cu 8 kt, de la 1 502 în noiembrie la 1 510 kt. La sfîrşitul lunii decembrie 1979 ele reprezentau doar 45 zile de producţie faţă de 63,7 zile în 1978.

(În: *Revue de l'Aluminium, Franţa, nr. 492, febr. 1980, p. 67*)

Dezvoltări ale industriei aluminiului în Canada

Alcan Aluminium Limited a prevăzut pentru acest an demararea producţiei de aliaje de aluminiu la uzina de la Guelph, Ontario: capacitatea de producţie iniţială – 12 000 t/an; extinderea prevăzută – pînă la 25 000 t/an.

Producţia de aceste aliaje este destinată uzinelor de automobile din statul Ontario şi va permite realizarea de colectoare de admisie, chiulase, blocuri-motor şi alte piese din aluminiu.

Alcan Aluminium Ltd. a anunţat că realizarea construcţiei celei de-a treia şi ultima serie de cuve de 57 000 t/an de la noua uzină de electroliză (171 000 tm) din La Baie (Quebec) va începe în acest an. Ordinea de punere în funcţiune a seriilor de cuve va fi următoarea: prima serie – sfîrşitul anului 1980, a doua serie – sfîrşitul anului 1981, a treia serie – sfîrşitul anului 1982. Astfel, noua uzină va mări capacitatea de electroliză a societăţii în Canada la 1,1 Mt/an.

(În: *Revue de l'Aluminium, Franţa, nr. 492, febr. 1980, p. 65*)

Calculul deschiderii fantei de aer la supapele bateriilor de cocsificare

CZ : 662.741.3

În scopul folosirii la un nivel ridicat a capacității de producție a unei baterii de cocsificare și pentru obținerea unui cocs metalurgic de bună calitate, cu un consum minim de combustibil, este necesar reglajul regimului termic și hidraulic.

Datorită multitudinii elementelor de reglaj la o baterie de cocsificare realizarea acestuia se face greoi, prin încercări succesive și de durată.

Din dorința de a înlătura aceste neajunsuri și avînd în vedere că reglarea aerului pentru combustie este determinantă în procesul de încălzire a bateriilor, prezenta lucrare își propune optimizarea acestuia la bateriile de cocsificare, prin stabilirea unui algoritm de calcul al deschiderii fantei de admisie a aerului pentru combustie la supapele bateriilor de mărime medie, cu încărcare în vrac.

Parametrii hidraulici ai aerului pentru combustie trebuie să răspundă unor criterii bine stabilite și anume:

— arderea gazului trebuie să fie completă la orice debit de gaz;

— arderea trebuie să se producă pe toată înălțimea verticalei, pentru ca temperatura să fie cît mai uniformă pe înălțimea pilotului de cocs;

— presiunea la nivelul deschiderii superioare de trecere a produselor de ardere între verticalele perechi trebuie să fie zero.

Aceste condiții pot fi îndeplinite prin reglarea excesului de aer, presiunii în supapele de aer-gaze arse și deschiderii fantei de admisie a aerului în supape.

Calculul vitezei aerului la starea finală. Este cunoscut faptul că, la scurgerea aerului printr-un orificiu sau fantă, se produce o destindere de la starea inițială la cea finală.

În mod normal fenomenul de destindere a aerului, la trecerea prin conducte, se produce într-un timp foarte scurt, motiv pentru care schimbarea de stare nu mai este izotermică ci este adiabatică.

Acest fenomen este reprezentat prin ecuația lui Bernoulli (1):

$$\frac{X}{X-1}\,\frac{P_1}{\rho_1}+\frac{W_1^2}{2}=\frac{X}{X-1}\,\frac{P_2}{\rho_2}+\frac{W_2^2}{2} \qquad (1)$$

unde:

X este exponentul adiabatic pentru aer, 1,4;

P_1 — presiunea aerului la starea inițială, N/m^2;

ρ_1 — densitatea aerului la starea inițială, kg/m^3;

P_2 — presiunea aerului la starea finală, N/m^2;

ρ_2 — densitatea aerului la starea finală, kg/m^3;

W_1 — viteza aerului la starea inițială, m/s;

W_2 — viteza aerului la starea finală, m/s.

Ținînd seamă de ecuația generală de stare a lui Clapeyron:

$$PV = RT \qquad (2)$$

unde: $V = \frac{1}{\rho}$ și R este constanta gazelor perfecte pentru aer și de faptul că $W_1 \approx 0$, datorită faptului că presiunea la curgere este foarte mică, ecuația (1) capătă forma:

$$W_2=\left[2\,\frac{X}{X-1}\,RT_1\left(1-\frac{P_2}{P_1}\right)^{\frac{X-1}{X}}\right]^{1/2} \qquad (3)$$

unde T_1 este temperatura aerului la starea inițială ce poate lua diferite valori în funcție de anotimp.

Tabelul 1

Valoarea vitezei în funcție de presiunea pe ascendent în cameră

Presiunea aerului înainte de aspirație P_1, N/cm^2	Presiunea aerului în supapă P_2, N/cm^2	Temperatura aerului înainte de aspirație t_a, °C	Constanta aerului înainte de aspirație R_a, $\frac{J}{kg \cdot K}$	Viteza aerului în secțiunea de aspirație W, m/s	Observ.
9,80665	9,80365	23,24	287	7,32	$T_1 = 273.15 + t_a = 296,39$
9,80665	9,80265	23,24	287	8,45	
9,80665	9,80165	23,24	287	9,47	
9,80665	9,80065	23,24	287	10,35	
9,80665	9,79965	23,24	287	11,18	
9,80665	9,79865	23,24	287	11,70	
9,80665	9,79765	23,24	287	12,44	
9,80665	9,79665	23,24	287	13,44	
9,80665	9,79565	23,24	287	13,80	
9,80665	9,79465	23,24	287	14,44	

Înlocuind în formula (3) datele corespunzătoare din tabelul 1, coloanele *2–5* se obțin valorile vitezei aerului în faza finală, menționate în tabelul 1, coloana *6*.

Calculul debitului de aer necesar arderii. La calculul debitului de aer necesar arderii s-a luat în considerație compoziția medie a gazului de cocs epurat, cu valorile indicate pentru fiecare component, % volumetrice:

Component:	H_2S	C_nH_m	O_2	CO	CH_4	H_2	N_2	CO_2
%vol.	1,3	2,1	1,13	8,4	25,7	56,7	2,1	2,6

Din reacțiile de ardere a fiecărui component rezultă oxigenul minim necesar arderii pentru amestec, dat de relația:

$$Q_{min} = 0,5\,[(CO) + (N_2)] + 1,5\,(H_2S) +$$

$$+ 4,5(C_nH_m) + 2(CH_4) - O_2 = 0,9452 \text{ m}^3 \text{ NO}_2 \quad (4)$$

aerul minim necesar arderii unui m³N de gaz de cocs este:

$$L_{min} = \frac{Q_{min}}{0,21} = 4,5 \text{ m}^3\text{N aer} \quad (5)$$

Cantitatea de aer necesar arderii se poate calcula cu relația:

$$Q_{aer} = \lambda\, L_{min}\, Q_{gaz} \quad (6)$$

unde:

λ este excesul de aer;

Q_{gaz} — debitul orar de gaz pentru combustie m³/h.

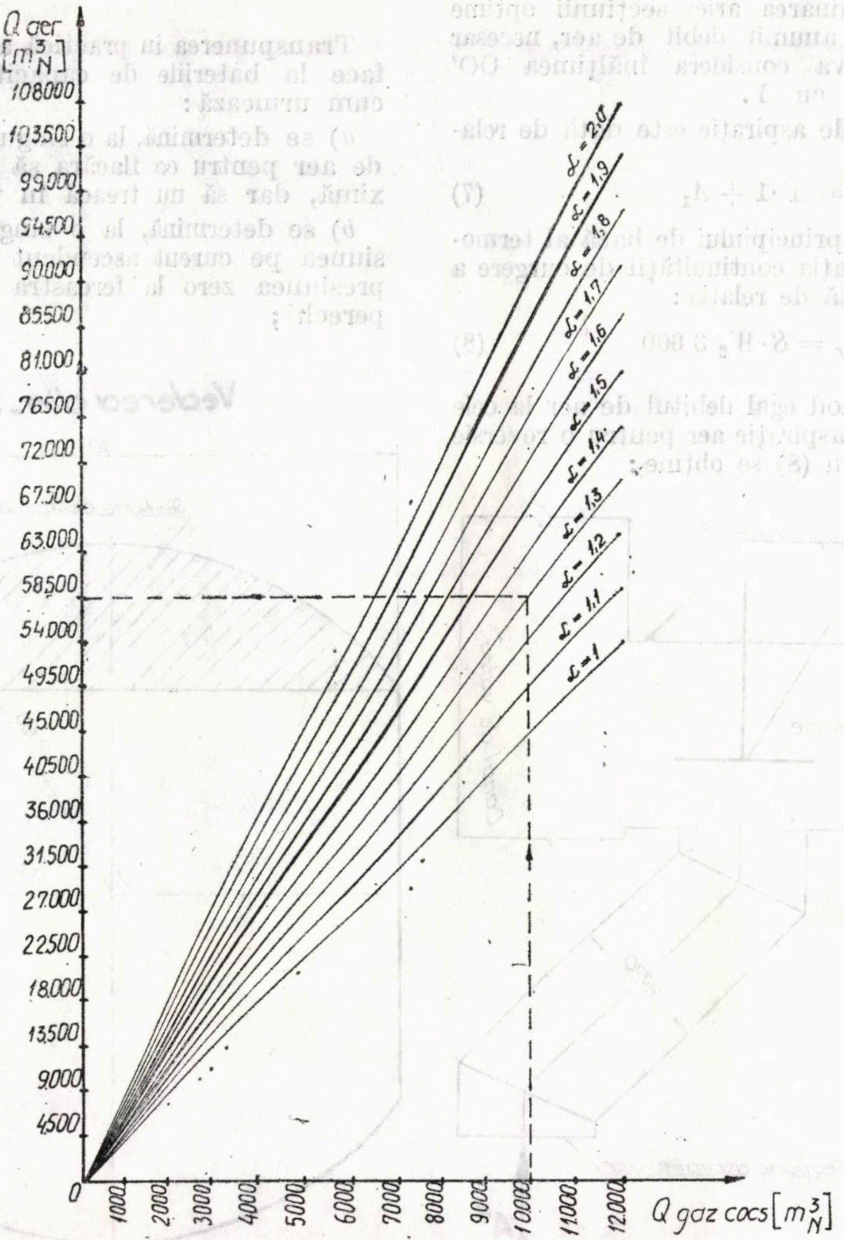


Fig. 1. Diagrama pentru determinarea debitului de aer de combustie în funcție de debitul de gaz și excesul de aer

(Pentru $Q_{gaz\ cocs}$ = 10 000 m³N și coeficientul de exces α = 1,3, rezultă Q_{aer} = 58,500 m³N)

Dînd lui λ valori de la 1,1–2, cu pasul de 0,1 şi lui Q_{gaz} valorile de la 1 000—12 000 cu pasul 1 000, se poate calcula cu relaţia (6) necesarul de aer, luînd pentru fiecare valoare a lui λ întreaga gamă de valori pentru Q_{gaz}.

Valorile debitului de aer în funcţie de excesul de aer şi debitul de gaz se pot citi din figura 1.

Calculul lungimii de reglare a secţiunii de aspiraţie. În cadrul Uzinei cocso-chimice cu baterii de capacitate medie, aspiraţia aerului de combustie în camerele de cocsificare se face prin tiraj natural.

Secţiunea de aspiraţie este reprezentată în figura 2.

Reglarea secţiunii de aspiraţie a aerului se face prin acţionarea închizătorului reprezentat în figura 3.

Pentru determinarea ariei secţiunii optime de trecere a unui anumit debit de aer, necesar combustiei, se va considera înălţimea OO′ variabilă notată cu Y.

Aria secţiunii de aspiraţie este dată de relaţia:

$$S = Y \cdot 1 + A_1 \qquad (7)$$

Se ştie, conform principiului de bază al termodinamicii, că ecuaţia continuităţii de curgere a fluidului este dată de relaţia:

$$Q_{aer} = S \cdot W_2 \cdot 3\,600 \qquad (8)$$

Repartizînd în mod egal debitul de aer la cele 33 de supape de aspiraţie aer pentru o reversie şi înlocuind (7) în (8) se obţine:

$$Y = \frac{Q_{aer}}{33 \cdot 3\,600 \cdot W_2 \cdot 1} - \frac{A_1}{1} + 77 \qquad (9)$$

unde:

A_1 — 0,016198 m^2;

1 — 0,3 m;

W_2 şi Q_{aer} se găsesc în tabelul 1, respectiv în figura 1.

Cu ajutorul relaţiei (9) se poate calcula Y, care reprezintă lungimile de reglare a secţiunii de aspiraţie, luînd pentru fiecare valoare a lui W_2, întreaga gamă de valori ale lui Q_{aer}.

Valorile lui Y se pot citi pe figura 4.

Concluzii

Transpunerea în practică a metodei se poate face la bateriile de capacitate medie, după cum urmează:

a) se determină, la o singură supapă, excesul de aer pentru ca flacăra să aibă lungime maximă, dar să nu treacă în verticala pereche;

b) se determină, la o singură supapă, presiunea pe curent ascendent la care se obţine presiunea zero la fereastra dintre verticalele perechi;

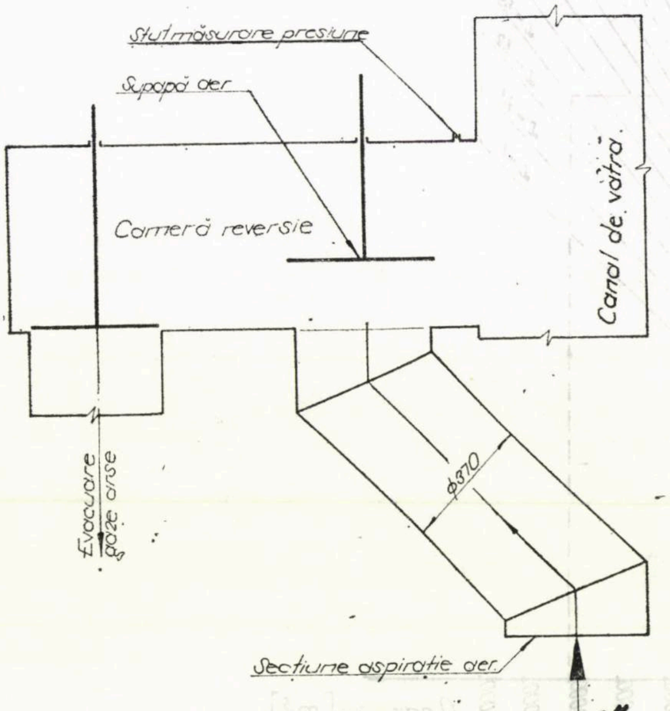


Fig. 2. Schema supapelor de reversie aer combustie—gaze arse

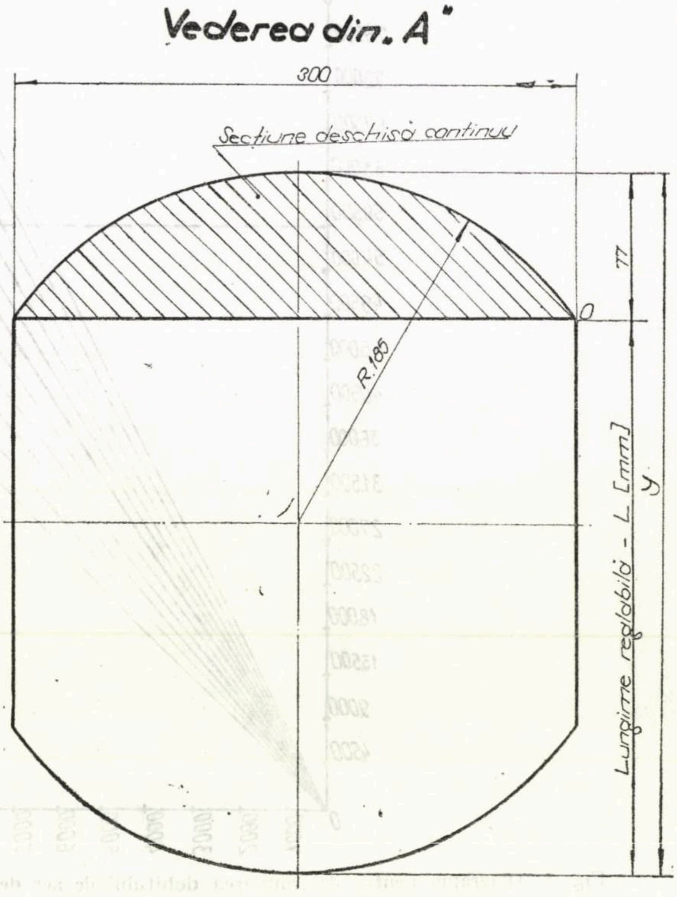


Fig. 3. Închizător pentru reglarea aspiraţiei aerului

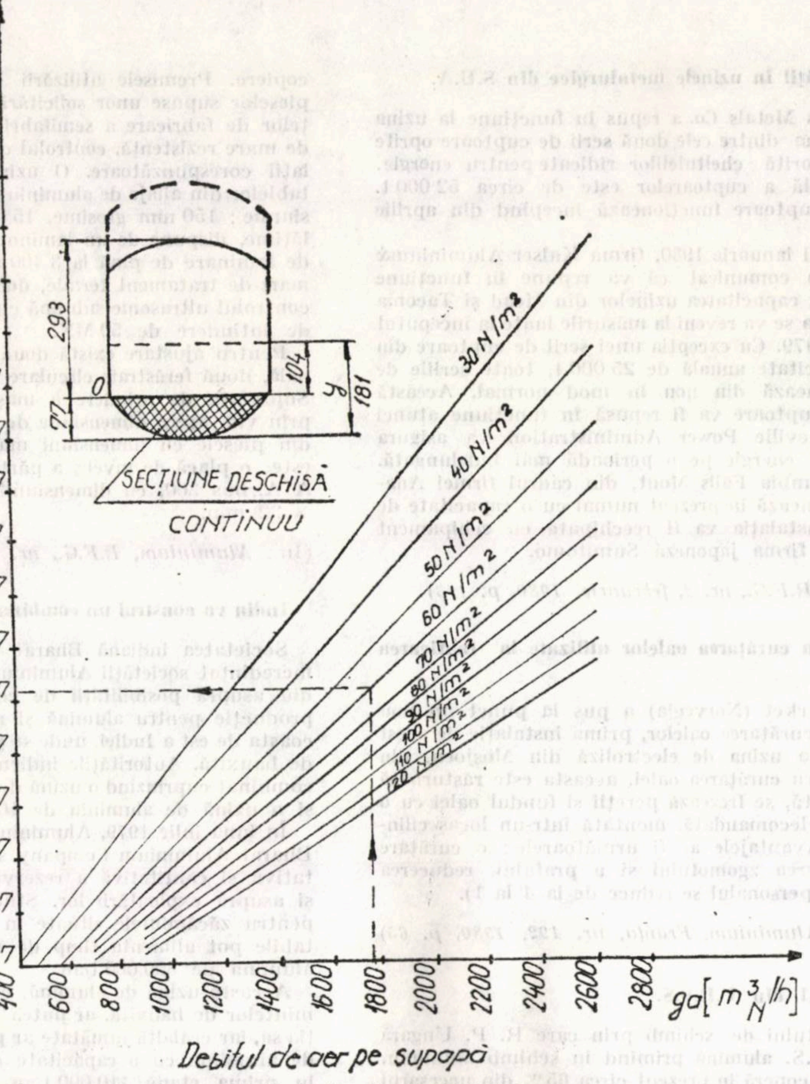


Fig. 4. Diagrama de reglare a secțiunii de aspirație în funcție de debitul de aer pe supapă și presiunea pe ascendent

(Pentru debitul de aer 1 773 m^3N/h și presiunea pe supapă de 60 N/m^2 se deschide secțiunea de aspirație cu 104 mm, începînd din punctul O, care corespunde cu 77 mm. Deci $Y = 77 + 104 = 181$ mm)

c) se aduc toate supapele la aceeași depresiune, egală cu cea determinată la punctul *b*;

d) pe figura 1, în funcție de debitul orar de gaz pe o parte a bateriei și excesul de aer găsit la punctul *a*, se determină debitul total de aer necesar. Acesta se împarte la numărul de supape ce lucrează pe ascendent și se obține debitul de aer pe supapă.

e) în funcție de datele obținute la punctele *b* și *d* se determină pe figura 4 direct deschiderea fantei de aer la supapă.

Metoda se poate generaliza la orice tip de baterie, ținînd seamă de realizarea succesiunii operațiilor pregătitoare necesare acestui proces.

BIBLIOGRAFIE

[1] Popa, B., Man, E. și Popa, M. *Termotehnică, agregate și instalații termice*. București, Editura tehnică, 1979.

[2] Săvulescu, T. și Drăghici, N. *Instalații pentru producerea și distribuția aerului*. București, Editura tehnică, 1977.

[3] Blum, I. și Ștefănescu, I. *Tehnologia combustibililor solizi*. București, Editura didactică și pedagogică, 1970.

[4] Izraelit, E.M. și Cermnih, M.C. *Otoplenie koksovih pecei*. Metallurghizdat, 1960.

Ing. I. Bostan, mat. I. Iacob și ing. I. Mircescu
I.C.P.P.A.M. – Galați

* * *

Utilizarea capacităţii în uzinele metalurgice din S.U.A.

Firma Reynolds Metals Co. a repus în funcţiune la uzina San Patricio ultima dintre cele două serii de cuptoare oprite în anul 1975 datorită cheltuielilor ridicate pentru energie. Capacitatea anuală a cuptoarelor este de circa 52 000 t. Prima serie de cuptoare funcţionează începînd din aprilie 1 979.

La sfîrşitul lunii ianuarie 1980, firma Kaiser Aluminium& Chemical Corp. a comunicat că va repune în funcţiune circa 18 000 t din capacitatea uzinelor din Mead şi Tacoma Wash. Prin aceasta se va reveni la măsurile luate la începutul lunii decembrie 1979. Cu excepţia unei serii de cuptoare din Mead, cu o capacitate anuală de 25 000 t, toate seriile de cuptoare funcţionează din nou în mod normal. Această ultimă serie de cuptoare va fi repusă în funcţiune atunci cînd firma Bonneville Power Administration va asigura aprovizionarea cu energie pe o perioadă mai îndelungată. Uzina din Columbia Falls Mont, din cadrul firmei Anaconda Co. funcţionează în prezent numai cu o capacitate de 86 %, deoarece instalaţia va fi reechipată cu echipament tehnologic de la firma japoneză Sumitomo.

(În : *Aluminium, R.F.G., nr. 2, februarie, 1980, p. 193*)

Dispozitiv pentru curăţarea oalelor utilizate la fabricarea aluminiului

Elkem Spigerverket (Norvegia) a pus la punct un nou dispozitiv pentru curăţarea oalelor, prima instalaţie de acest gen funcţionînd la uzina de electroliză din Mosjoen, din aprilie 1978. Pentru curăţarea oalei, aceasta este răsturnată pe o masă turnantă, se frezează pereţii şi fundul oalei cu o freză hidraulică telecomandată, montată într-un locaş cilindric sub masă. Avantajele ar fi următoarele : o curăţare mai bună, reducerea zgomotului şi a prafului, reducerea forţei de muncă (personalul se reduce de la 4 la 1).

(În : *Revue de l'Aluminium, Franţa, nr. 492, 1980, p. 65*)

Importuri de Al din U.R.S.S.

În cadrul tratatului de schimb prin care R. P. Ungară livrează în U.R.S.S. alumină primind în schimb aluminiu, R. P. Ungară îşi acoperă în prezent circa 65 % din necesarul de aluminiu. În ultimii 17 ani s-au livrat de către R. P. Ungară 2,4 mil.t alumină, obţinîndu-se în schimb 1,2 mil.t aluminiu din U.R.S.S. Începînd cu anul 1980, R.P.U. va obţine anual din U.R.S.S. 330 000 t Al.

(În: *Aluminium, R.F.G., nr. 2, febr., 1980, p. 192*)

Table groase din aluminiu pentru construcţia de avioane

La fabricarea pieselor fasonate din aliaje deformabile de aluminiu destinate construcţiei de avioane se utilizează, în afară de piesele forjate în matriţă, şi table groase din aliaje de aluminiu de înaltă rezistenţă, ca AlZnMgCu şi AlCuMg, frezate prin copiere. În afara pieselor cu suprafaţă mare în construcţie integrală (suprafaţă şi nervuri de consolidare dintr-o singură bucată) pentru corpul navei sau suprafeţele portante se mai fabrică, în acelaşi mod, rame, lonjeroane şi nervuri. Piesele de dimensiuni mai mici ca pîrghii, manete ş.a., la care nu este neapărat necesară orientarea optimă a fibrelor prin forjare în matriţe, se pot freza prin copiere. Premisele utilizării laminatelor pentru fabricarea pieselor supuse unor solicitări mari sînt, în afara experienţelor de fabricare a semifabricatelor din aliaje de aluminiu de mare rezistenţă, controlul calităţii şi existenţa unor instalaţii corespunzătoare. O uzină specială pentru fabricarea tablelor din aliaje de aluminiu de înaltă rezistenţă, cu dimensiunile : 150 mm grosime, 15 000 mm lungime şi 3 200 mm lăţime, dispune de un laminor cuarto reversibil cu o lăţime de laminare de pînă la 3 400 mm, corespunzînd cuptoarelor mari de tratament termic, două instalaţii de control pentru controlul ultrasonic sub apă cu bazin de 60 m^2 şi o instalaţie de întindere de 50 MN.

Pentru ajustare există două instalaţii de tăiere longitudinală, două ferăstraie circulare şi o maşină de rectificat plan. Suprafaţa de prindere a maşinii de rectificat,cu prindere prin vid, are o dimensiune de 3 200 mm × 18 000 mm. Una din piesele cu dimensiuni mari fabricate în această uzină este o placă de înveliş a părţii portante superioare a navei A Airbus 300, cu dimensiunile : 15 650 mm × 2 800 mm × × 32 mm.

(În : *Aluminium, R.F.G., nr. 3, 1980, p. 235*)

India va construi un combinat de bauxită-alumină-aluminiu

Societatea indiană Bharat Aluminium Company Ltd. a încredinţat societăţii Aluminium Pechiney, în 1978, un studiu asupra posibilităţii de construire a unui complex de producţie pentru alumină şi aluminiu în statul Orissa, pe coasta de est a Indiei, unde se găseşte un zăcămînt important de bauxită. Autorităţile indiene prevedeau construirea unui combinat cuprinzînd o uzină de alumină de 600— 800 000 t/an şi o uzină de aluminiu de 100—220 000 t/an.

În luna iulie 1979, Aluminium Pechiney a remis societăţii Bharat Aluminium Company studiul privind evaluarea calitativă şi cantitativă a rezervelor de bauxită de la Orissa şi asupra exploatării lor. Studiul a demonstrat că, numai pentru zăcămintele situate în acest stat, rezervele exploatabile pot alimenta timp de două sute de ani o uzină de alumină de 800 000 t/an.

Această uzină de alumină, construită în vecinătatea zăcămintelor de bauxită, ar putea exporta jumătate din producţia sa, iar cealaltă jumătate ar putea să aprovizioneze o uzină de aluminiu cu o capacitate de producţie de 220 000 t/an, în prima etapă 110 000 t/an.

Avînd în vedere dezvoltarea acestei ţări, comercializarea în India a 220 000 t/an este posibilă în cinci ani.

O centrală electrică pe bază de cărbune va fi construită simultan cu uzina de aluminiu.

Conform concluziilor studiului efectuat de Aluminium Pechiney, construirea combinatului industrial de la Orissa prezintă un mare interes pentru India. Cu ocazia voiajului efectuat de Preşedintele Franţei în India (ianuarie 1980), au fost semnate mai multe protocoale cu guvernul indian, unul dintre ele fiind consacrat special proiectului de la Orissa. În acest protocol se menţionează că tehnica folosită va fi Aluminium Pechiney, iar guvernul francez răspunde de totalitatea finanţării, inclusiv a centralei electrice.

Costul total al proiectului pentru combinatul de bauxită-alumină-aluminiu şi centrala electrică se ridică la circa cinci miliarde franci.

(În : *Revue de l'Aluminium, Franţa, nr. 491, ian., 1980, p. 28*)

RECENZIE

Hermann Schumann. *Metalografie*. Ediţia 10 (**Metallographie**), Leipzig, VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, 1979, 608 pag., 1 033 figuri, 76 tabele, 8 tabele cu microstructuri în culori, anexe

,,Metallographie'' reprezintă ediţia nr. 10 îmbunătăţită a binecunoscutei lucrări traduse în anul 1963 la noi în ţară, elaborată de Dr. sc. techn. Hermann Schumann, profesor la Universitatea Wilhelm Pieck din Rostock. Principalele probleme legate de materialele metalice de interes practic sînt prezentate în mod detaliat în şase capitole.

În primul capitol sînt redate cele mai cunoscute metode ale studiului metalografic (pregătirea probelor metalografice, punerea în evidenţă a structurii, microscopul metalografic, efectuarea micrografiilor, determinarea formei şi mărimii grăuntelui cristalin, determinarea microdurităţii, studiul microstructural la temperaturi înalte şi temperaturi coborîte), determinarea punctelor de transformare şi analiza roentgenostructurală a materialelor metalice.

Un volum important al lucrării este afectat prezentării diagramelor de echilibru ale sistemelor de aliaje. În capitolul al doilea se prezintă mai întîi date privind sistemele cristalografice ale metalelor şi principalele proprietăţi fizico-mecanice ale acestora la temperatura ambiantă şi temperaturi ridicate. În continuare sînt definite diagramele binare de echilibru, se prezintă condiţiile de formare ale diverselor sisteme de aliaje şi diagramele de echilibru corespunzătoare acestora, sînt arătate principiile determinării compoziţiei chimice (regula orizontalei) şi calculele proporţiilor de faze şi constituenţi la diverse temperaturi (regula pîrghiei sau regula segmentelor inverse) şi se dau legile de variaţie ale principalelor proprietăţi fizico-mecanice în funcţie de concentraţia elementelor componente. În partea finală a acestui capitol sînt prezentate principalele date referitoare la sistemele de aliaje ternare: determinarea compoziţiei chimice, diagrama de echilibru, secţiuni izoterme prin diagrama de echilibru şi desfăşurarea solidificării aliajelor din aceste sisteme.

În capitolul 3 este redată influenţa principalelor metode de prelucrare (turnare, deformarea plastică la cald şi la rece, lipirea şi sudarea) asupra structurii şi proprietăţilor metalelor şi aliajelor.

Ţinînd seamă de însemnătatea industrială a aliajelor Fe—C, un volum important al lucrării (circa 30%) este afectat oţelurilor şi fontelor (cap. 4). Sînt prezentate sintetic date privind elaborarea oţelurilor, diagrama de echilibru Fe—C, structurile şi elementele însoţitoare ale oţelurilor. Principalele tratamente termice aplicate oţelurilor (normalizarea, recoacerea de înmuire, recoacerea de recristalizare, călirea şi revenirea, călirea superficială), precum şi transformarea martensitică şi descompunerea austenitei la răcire continuă sînt redate pe întinderea a circa 5o pagini.

Sînt prezentate de asemenea date privind influenţa principalelor elemente de aliere în oţeluri, precum şi oţelurile cu siliciu, oţelurile cu mangan, oţelurile cu nichel, oţelurile cu crom, oţelurile crom-nichel şi oţelurile rapide.

În final în capitolul 4 sînt redate, sintetic, unele date referitoare la fontele cenuşii şi fontele maleabilizate.

Aliajele tehnice neferoase fac, de asemenea, obiectul unei prezentări laborioase. În capitolul 5 sînt redate structurile prncipalelor aliaje neferoase de interes tehnic: alame şi bronzuri obişnuite şi alame şi bronzuri speciale; aliaje zinc—aluminiu, zinc—cupru, zinc — magneziu, zinc — aluminiu—cupru, aliaje pumb—staniu, plumb—stibiu, plumb—staniu——stibiu; aliaje aluminiu—siliciu, aluminiu—cupru, aluminiu—magneziu, aluminiu—mangan, aiaje aluminiu complexe; aliaje magneziu—aluminiu, magneziu—siliciu, magneziu—zinc, magneziu—mangan.

În capitolul 6 sînt prezentate date suplimentare privind principalii reactivi de atac metalografic, diagrame de convertire a durităţii (Brinell-Vickers—Rockwell), diagrame de convertire a temperaturii (°Fahrenheit — °Celsius), constante atomice pentru metale şi nemetale, proprietăţile fizice ale principalelor metale şi nemetale.

În ansamblu lucrarea este prezentată într-o succesiune logică a capitolelor şi cursivă a noţiunilor, astfel încît poate fi abordată cu destulă uşurinţă şi de către persoanele care lucrează în specialităţi înrudite.

În conformitate cu titlul, lucrarea îşi propune să prezinte în principal probleme legate de structura şi proprietăţile materialelor metalice, intervenind, acolo unde este cazul, cu date de natură teoretică sau practică pentru lămurirea unor aspecte cu grad crescut de dificultate. Mterialul capitolelor menţionate se tratează, în general, după schema: consideraţii generale, prezentare grafică, proprietăţi şi particularităţi tehnologice.

Textul este însoţit de numeroase scheme, diagrame şi tabele în care sînt înscrise date de interes practic, ceea ce face ca lucrarea să poată fi utilizată cu maximum de eficacitate şi operativitate.

Partea de metalografie propriu-zisă (macroscopie şi microscopie) este prezentată la un nivel calitativ deosbit, constituind în bună măsură un îndrumar pentru orice laborator de specialitate.

Ca şi în celelalte ediţii, autorul se impune prin selecţionarea şi prezentarea unor structuri deosebit de reprezentative din punct de vedere al evidenţierii principalelor aspecte metalografice (faze, constituenţi), ceea ce face ca lucrarea să poată fi utilizată şi în cadrul institutelor de învăţămînt superior.

Completarea lucrării cu un capitol de noţiuni teoretice privind teoria structurală a metalelor, precum şi termodinamica şi cinetica formării structurilor cristaline şi a transformărilor structurale la metale şi aliaje, ar fi uşurat înţelegerea datelor prezentate în capitolele 2, 3 şi 4, însă, evident, aceasta ar fi dus la necesitatea modificării titlului.

Datorită bogăţiei de date cu caracter practic şi de laborator ,,Metallographie'' constituie o lucrare de utilitate certă pentru personalul tehnic-ingineresc care activează în laboratoarele de specialitate, putînd fi utilizată cu succes şi de către studenţii de la facultăţile de profil.

Dr. ing. *C. Dumitrescu*

* * *

REVISTA REVISTELOR

Koks i himiia, U.R.S.S., nr. 5, 1980

Alegerea încărcăturilor de cărbune pentru cocsificare la Combinatul metalurgic din Karaganda, p. 7 — *Aprecierea cărbunelui ca materie primă de îmbogăţire*, p. 10 — *Alegerea criteriilor pentru o caracterizare comparativă a cărbunilor îmbogăţiţi după valoarea acestora*, p. 14 — *Amplasarea şi proiectarea fabricilor de îmbogăţire a cărbunilor, avîndu-se în vedere tehnica securităţii şi protejarea sănătăţii*, p. 18 — *Combaterea zgomotului la fabricile şi instalaţiile de îmbogăţire a cărbunilor*, p. 20 — *Utilizarea agentului termic solid pentru încălzirea cărbunelui în prima etapă a cocsificării continue*, p. 23 — *Procedee de fabricare a combustibilului sub formă de brichete din cărbunii cu flacără lungă, în Polonia*, p. 27 — *Încercări industriale ale lotului experimental de combustibili de aglomerare obţinut în cuptorul circular*, p. 32 — *Utilizarea betoanelor refractare pentru construirea bateriilor de cocsificare — o problemă de extremă urgenţă*, p. 47 — *Stimularea materială pe baza calităţii muncii*, p. 53 — *Situaţia şi perspectivele dezvoltării bazei de materii prime pentru cocsificare*, p. 55 — *Experienţa asimilării şi a evaluării calităţilor de exploatare a bateriilor de cocs cu o capacitate de 1,0 mil.t/cocs/an*, p. 56 — *Conferinţa unională privind chimia şi tehnologia de obţinere a combustibilului lichid şi gazos din cărbune, şisturi şi reziduuri de petrol*, p. 57 — *Uzina cocsochimică din Kommunarsk*, p. 58.

Metallurg, U.R.S.S., nr. 5, 1980

O verigă importantă a industriei metalurgice, p. 2 — *Economia de combustibil în siderurgie*, p. 4 — *Termenii efectului final*, p. 7 — *Formarea şi îndepărtarea urşilor din furnale, prin topirea unei încărcături care conţine zinc*, p. 12 — *Analiza rentabilităţii elaborării fontei de turnătorie de diverse mărci*, p. 15 — *Studierea regimurilor de temperatură ale dispozitivelor ecranate amplasate sub umplutură pentru caupere*, p. 18 — *Dispozitiv pentru lichidarea rupturilor benzilor transportoare*, p. 20 — *Oxidarea secundară a topiturii la evacuarea din convertizor*, p. 21 — *Tratamentul oţelului în afara cuptorului, cu gaze neutre*, p. 23 — *Eficienţa economică a introducerii tehnologiei de turnare a oţelului, prin utilizarea inserţiilor termoizolante*, p. 25 — *Eficienţa utilizării inserţiilor termoizolante şi a manşoanelor exoterme*, p. 26 — *Creşterea eficienţei trefilării la rece a profilelor hexaedrice*, p. 29 — *Perfecţionarea tehnologiei de calibrare a roţilor de cale ferată*, p. 30 — *Fabricarea profilelor îndoite cu pereţi subţiri*, p. 31 — *Reconstrucţia sistemului de arzătoare al cuptorului termic, pentru recoacerea sleburilor*, p. 32 — *Dispozitive de măsurare fără contact pentru laminate şi ţevi*, p. 34 — *Asimilarea producţiei de manşoane pentru burlanele de tubaj*, p. 35 — *Controlarea ţevilor sudate electric Ø 51—114* mm *cu ajutorul defectoscopului cu terosondă FDSS—2*, p. 36 — *Experienţa utilizării sistemului de apreciere a calităţii muncii la Combinatul metalurgic din Magnitogorsk*, p. 39 — *Organizarea lucrărilor şi măsurile de securitate în timpul funcţionării cuptoarelor tandem*, p. 42 — *Protejarea mediului ambiant la întreprinderile siderurgice*, p. 43.

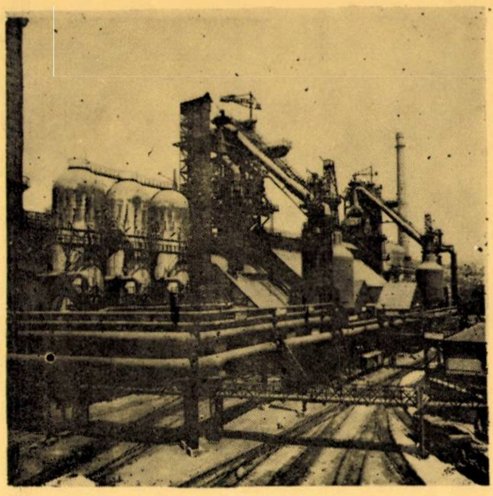
Iz. V.U.Z. Ciornaia metallurghiia, U.R.S.S., nr. 4, 1980

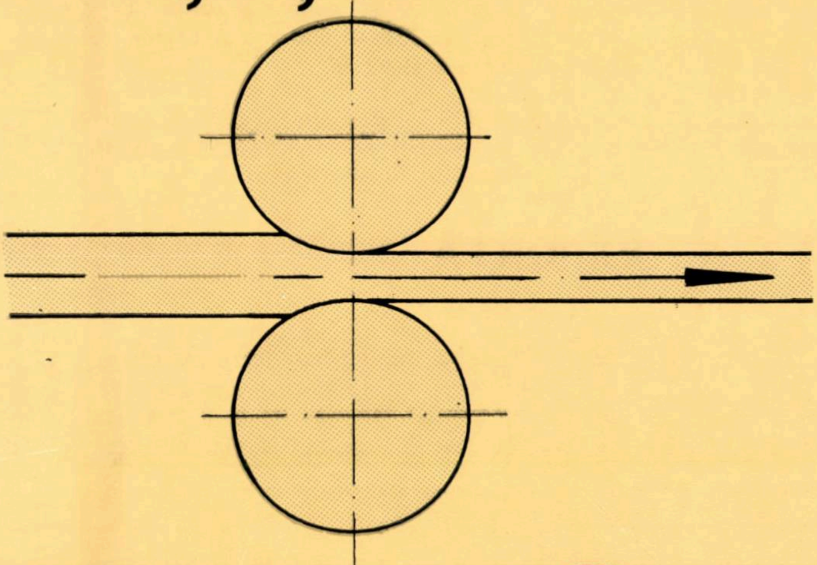
Soluţie solidă de oxid de calciu în wustită, p. 10 — *Studierea zgurelor de convertizor, cu vanadiu, pe microroentgenanalizator*, p. 14 — *Utilizarea substanţelor active la suprafaţă, pentru determinarea suprafeţei interfaze în sistemele gaze-lichide*, p. 19 — *Influenţa fierului asupra termodinamicii reacţiilor în sistemul Si-O-C*, p. 24 — *Studierea repartizării materialelor de încărcătură în modelul aparatului de încărcare fără clopot*, p. 28 — *Corectarea coeficientului schimbului de căldură, determinat prin metoda suflării uscate*, p. 34 — *Morfologia prafului de convertizor*, p. 38 — *Dinamica asimilării combustibilului solid cu conţinut de carbon al băii de convertizor*, p. 42 — *Probleme privind comportarea gazelor în retasura închisă*, p. 46 — *Studierea diferitelor variante de organizare a suflării metalului în oală cu privire la decarburarea în vid cu oxigen*, p. 50 — *Influenţa parametrilor de profilare asupra proprietăţilor sîrmei pentru armături*, p. 54 — *Determinarea presiunilor pe suprafaţa cilindrilor de lucru ai laminoarelor cuarto, pentru laminarea la cald*, p. 58 — *Determinarea retasurii capetelor benzii la laminare, în sistemul cajă verticală-orizontală*, p. 62 — *Schimbarea formei, geometrie a cilindrilor de lucru şi a conului de deformare la laminarea pe mai multe fire, pe linia de laminare-forjare*, p. 67 — *Aprecierea egalizării diferenţelor de grosime, după criteriul armonic, cu ajutorul liniei continue de laminare la rece*, p. 72 — *Rezolvarea problemelor de optimizare a laminării simetrice în cajele cuarto, în cazul modelării matricei acestora*, p. 78 — *Dislocarea metalului pe suprafaţa de contact a focarului de deformare la laminare*, p. 86 — *Relaxarea tensiunilor în aliajele de fier şi nichel care se solidifică dispersat*, p. 89 — *Influenţa regimurilor de tratament termic asupra structurii şi proprietăţilor oţelului turnat, cu conţinut scăzut de perlită*, p. 94 — *Influenţa condiţiilor de elaborare asupra substructurii aliajului turnat de Fe-CO*, p. 98 — *Difuziunea cromului în cementită*, p. 102 — *Compoziţia învelişului din carbură de crom pe suprafaţa oţelurilor carbon*, p. 109 — *Influenţa arseniului asupra migraţiei limitelor grăunţilor de austenită, aliată cu mangan*, p. 113 — *Calculul grafoanalitic al compoziţiei amestecului unic de formare*, p. 117 — *Schimbul de căldură şi de masă în instalaţiile combinate, pentru fabricarea peletelor din minereu de fier*, p. 121 — *Rezolvarea problemelor privind temperatura şi elasticitatea termică ale încălzirii nesimetrice a plăcilor nelimitate, la etapele inerţială şi regulată*, p. 125 — *Analiza dinamicii parametrilor siguranţei elementelor de automatică metalurgică, prin metoda parametrului energetic echivalent*, p. 131 — *Evidenţa legăturilor funcţionale la calcularea parametrilor siguranţei sistemelor automaticii*, p. 136 — *Dezvoltarea interacţiunii om-maşină în sistemul automat de comandă*, p. 139 — *Calculul automatizat al parametrilor cinematici şi dinamici ai foarfecelor de 1250 tf*, p. 144 — *Solicitări dinamice în linia principală a laminorului degrosisor la procesele nestaţionare ale laminării a două lingouri*, p. 148 — *Echilibrarea mecanismului de balansare al cristalizorului maşinilor de turnare continuă a semifabricatelor*, p. 152.

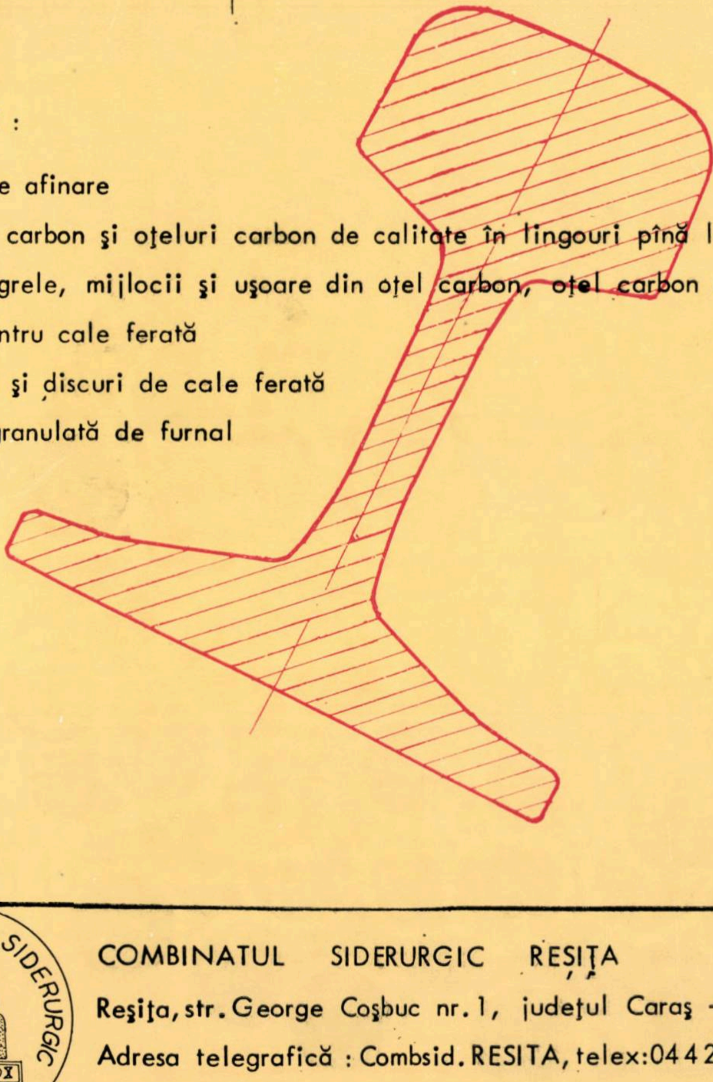
Metallurghiceskaia i gornorudnaia promîşlennost, U.R.S.S., nr. 1, 1980

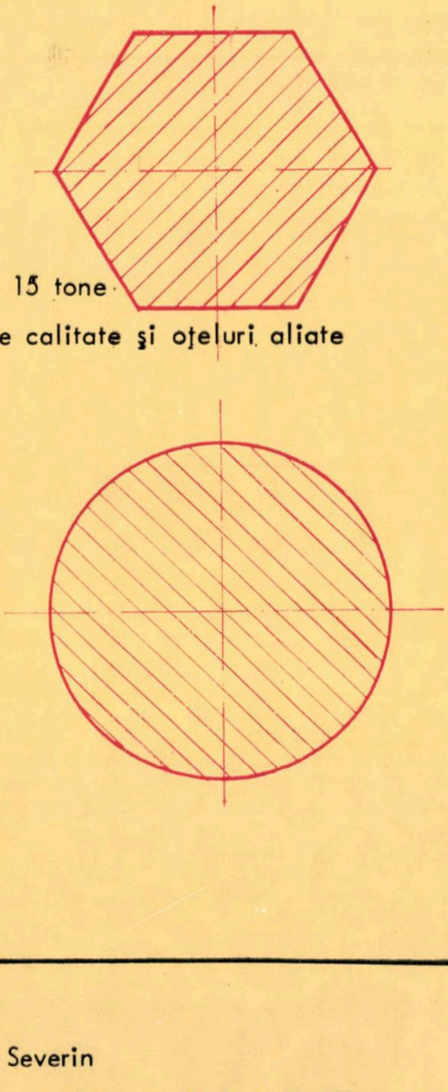
Studierea şi organizarea fabricării gurilor de vînt de construcţie îmbunătăţită, p. 1 — *Influenţa adaosurilor cu conţinut de carbon asupra formării şi proprietăţilor brichetelor din minereu de fier*, p. 4 — *Stabilizarea stării termice a furnalului şi influenţa ei asupra calităţii fontei*, p. 6 — *Alegerea celor mai eficiente metode de pregătire a materiei prime feroase pentru elaborarea în furnal*, p. 8 — *Studierea rezistenţei aparatelor de încărcare în condiţiile actuale ale elaborării în furnal*, p. 10 — *Influenţa tehnologiei capacului chimic asupra conţinutului de incluziuni nemetalice ale oţelului necalmat*, p. 12 — *Încălzirea cuptoarelor Martin cu o pregătire termică preliminară a păcurii*, p. 14 — *Studierea experimentală a regimului de temperatură al procesului de laminare longitudinală periodică pe linia de 550 a uzinei Petrovsk*, p. 16 — *Tehnologia decapării optime fără şlam a ţevilor semifabricate din mărci de oţeluri carbon şi slab aliate pentru ţevi bimetalice*, p. 18 — *Particularităţile producţiei de ţevi deformate la cald, cu mărime reglată a granulelor*, p. 20 — *Studierea influenţei rezistenţei iniţiale asupra modificării proprietăţilor mecanice şi a tensiunilor interne ale armăturii la revenire*, p. 24 — *Căile de mărire a rezistenţei oţelului beton, la diverse temperaturi de exploatare*, p. 25 — *Neomogenitatea din punct de vedere al dendritelor în oţelul martensitic, îmbătrînit, turnat industrial, de tipul EP678*, p. 27 — *Alegerea schemei şi a regimurilor de răcire la ecruisarea termică a cornierelor cu aripi egale*, p. 29 — *Reconstrucţia cuptoarelor de încălzire ale laminoarelor de 550 şi reglarea regimurilor termice şi de temperatură*, p. 30 — *Analiza grafică a amestecurilor de cocs de furnal*, p. 32 — *Refractare din caolin pentru turnarea oţelului*, p. 35 — *Omogenizarea cărbunilor pentru cocsificare şi limitele optime de variaţie a calităţii încărcăturii de cărbune*, p. 43.

Combinatul siderurgic REȘIȚA









PRODUCE :

- Fontă de afinare
- Oţeluri carbon şi oţeluri carbon de calitate în lingouri pînă la 15 tone
- Profile grele, mijlocii şi uşoare din oţel carbon, oţel carbon de calitate şi oţeluri aliate
- Şine pentru cale ferată
- Bandaje şi discuri de cale ferată
- Zgură granulată de furnal

COMBINATUL SIDERURGIC REŞIŢA
Reşiţa, str. George Coşbuc nr. 1, judeţul Caraş - Severin
Adresa telegrafică : Combsid. RESITA, telex: 044214, telefon: 1 21 52; 1 18 83

ÎNTREPRINDEREA
DE
ȚEVI

REPUBLICA

BUCUREȘTI ● B-dul Muncii nr. 256 ● Telefon 43 09 50

PRODUCE

Țevi din oțel fără sudură laminate la cald, laminate la rece sau trase la rece, cu diametrul exterior pînă la 6 5/8 inci inclusiv:

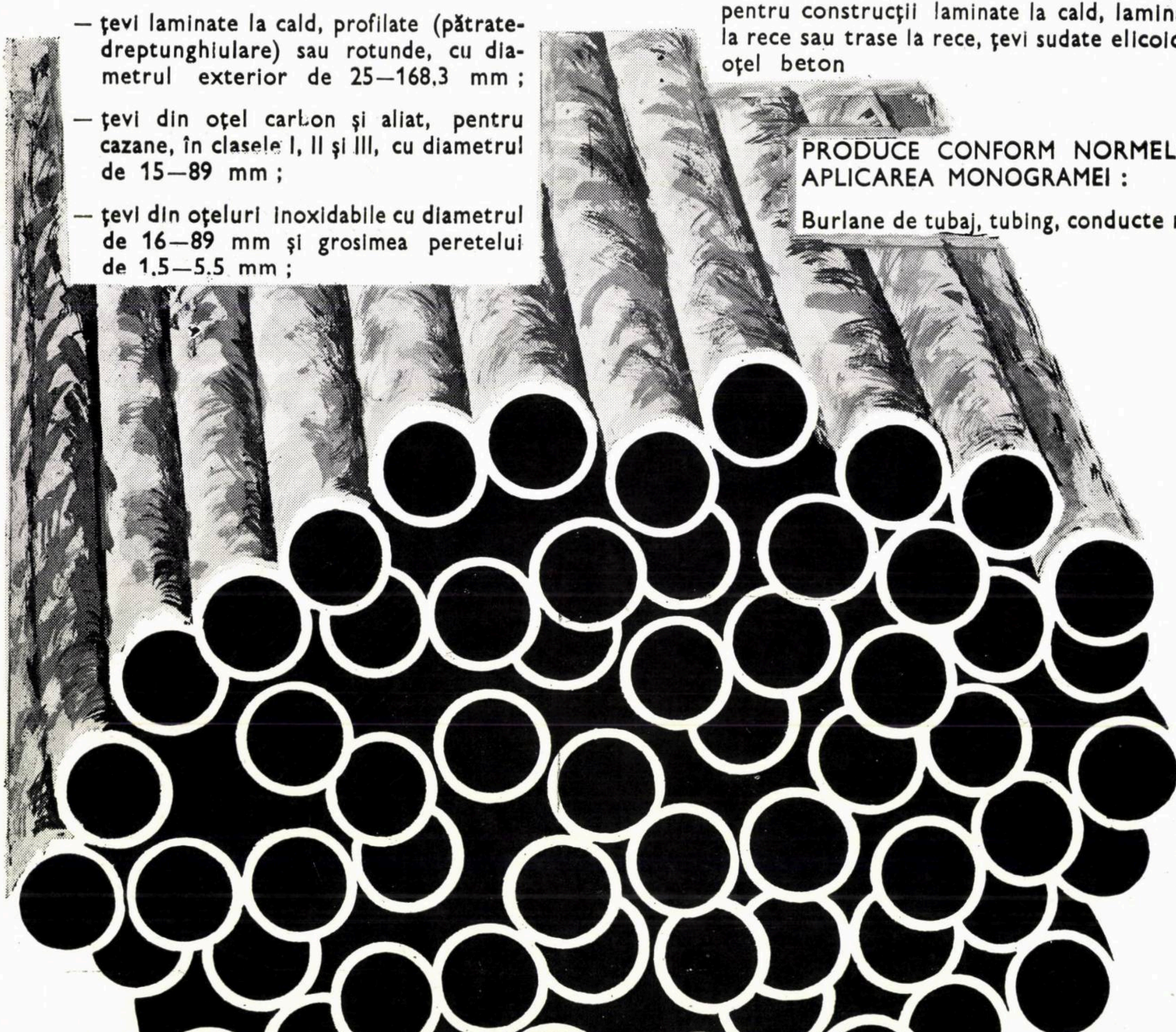
- pentru industria petrolieră: burlane de tubaj, țevi extracție-tubing, prăjini de foraj cu racorduri sudate, conducte
- pentru prospecțiuni geologice: burlane de tubaj, prăjini de foraj, prăjini de antrenare, carotiere
- pentru construcții și construcții de mașini:
  - țevi trase sau laminate la rece, profilate sau rotunde, cu diametrul exterior de 5—80 mm;
  - țevi laminate la cald, profilate (pătrate-dreptunghiulare) sau rotunde, cu diametrul exterior de 25—168,3 mm;
  - țevi din oțel carbon și aliat, pentru cazane, în clasele I, II și III, cu diametrul de 15—89 mm;
  - țevi din oțeluri inoxidabile cu diametrul de 16—89 mm și grosimea peretelui de 1,5—5,5 mm;
- pentru conducte magistrale de gaze naturale și țiței, conducte de apă, construcții metalice: țevi sudate elicoidal, cu diametre de 250—1 600 mm și lungimi cuprinse între 6 și 12 m
- pentru construcții, construcții metalice sau construcții de mașini: oțel beton, oțel rotund, sîrmă, cuie

EXPORTĂ

Burlane de tubaj, tubing, conducte petroliere, prăjini de foraj cu racorduri sudate, țevi pentru construcții laminate la cald, laminate la rece sau trase la rece, țevi sudate elicoidal, oțel beton

PRODUCE CONFORM NORMELOR API CU APLICAREA MONOGRAMEI:

Burlane de tubaj, tubing, conducte netede



COMBINATUL SIDERURGIC GALAȚI

CSG

produce şi livrează:

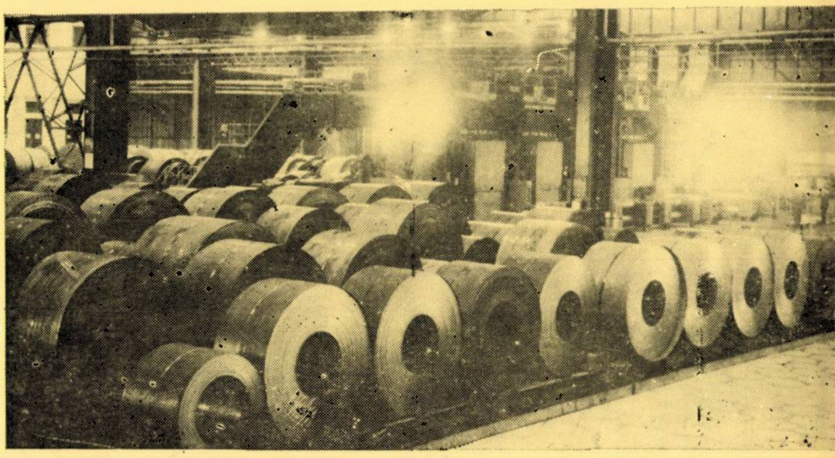
Produse laminate din oţel

— *Table groase și mijlocii:*

din oţeluri calmate, semicalmate, necalmate, slab aliate şi aliate conform normelor româneşti şi străine; pentru construcţii mecanice, metalice, navale, de maşini, de cazane şi recipiente sub presiune etc.

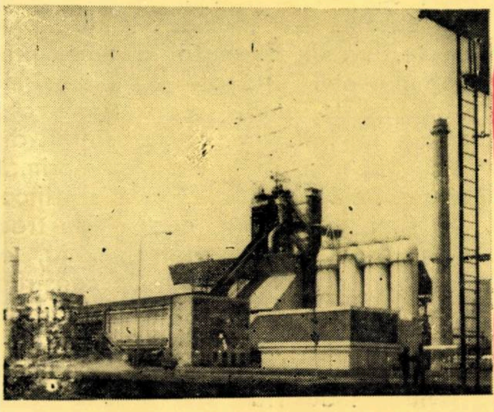
— *Benzi și table laminate la rece:*

neacoperite şi zincate conform normelor româneşti şi străine, pentru construcţii metalice, ţevi sudate, profile îndoite, aparataj electric, caroserii, articole de uz casnic etc.



Produse chimice

— Sulfat feros heptahidratat
— Sulfat de amoniu
— Gudron de huilă
— Benzen brut de huilă
— Smoală de cocserie



Pentru informaţii detaliate asupra produselor noastre adresaţi-vă la:

COMBINATUL SIDERURGIC — GALAȚI
DIRECŢIA COMERCIALĂ
Șoseaua Smîrdan nr. 1
6200 Galați
Telefon (930) 30438
Telex 51285

Întreprinderea
REPUBLICA – Bucureș

Întreprinderea me
Iași

Întreprinderea de țevi
Roman

Întreprinderea de sîrmă
și produse din sîrmă
Buzău

Industria sîrmei
Cîmpia Turzii

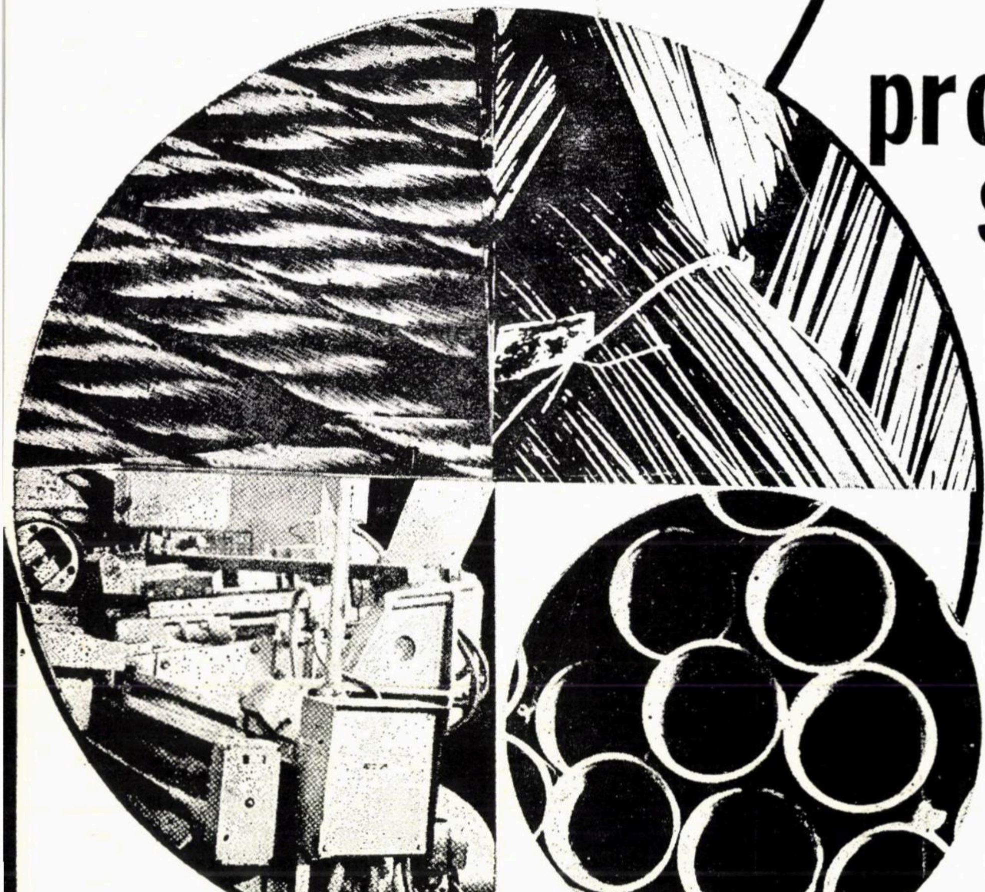
Uzina
CABLUL ROMÂNESC
Ploiești

Întreprinderea
LAMINORUL – Brăila

Întreprinderea
metalurgică – Aiud

Întreprinderea
de sîrmă, cuie și lanțuri
Galați

CENTRALA INDUSTRIALĂ DE PRELUCRĂRI METALURGICE BUCUREȘTI



produce și livrează

- țevi pentru construcții, țevi d instalații, țevi pentru conducte petroliere, burlane de tubaj, țevi d extracție, prăjini de foraj cu racorduri sudate, prăjini grele, țevi pentru cazane, țevi inoxidabile, țevi profilate, profile formate la rece, profile din oțel laminate la cald, sîrm laminată la cald, bare trase, oțe beton laminat la cald, sîrmă di oțel pentru beton precomprimat sîrmă trefilată moale, tare și zincată, sîrmă ghimpată, cabluri de tracțiune, cabluri din oțel-aluminiu, electrozi de sudură, cuie de construcții, lanțuri navale, lanțuri industriale, lanțuri comerciale, sîrmă d sudură, flux de sudură, echipamen pentru industria siderurgică, construcții metalice, piese mecanic brut turnate sau uzinate, echipament și instalații diverse.

ÎNTREPRINDEREA "OȚELINOX" TÎRGOVIȘTE

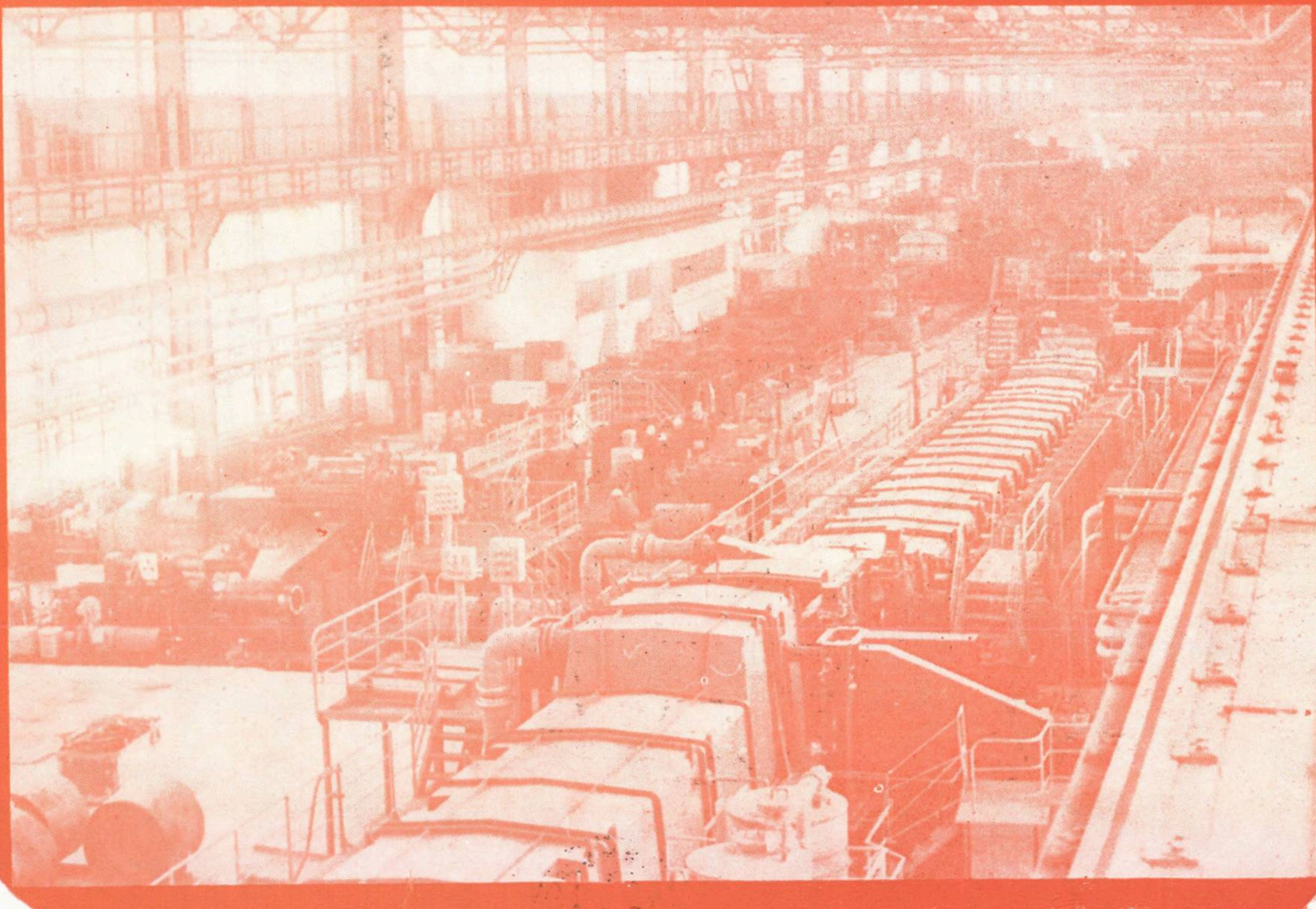
Str. Șoseaua Găiești 16 - Județul Dîmbovița
Telex : 17294 - Telefon : 11230; 14735

PRODUCE și LIVREAZĂ :

Table și benzi din oțeluri inoxidabile (austenitice, feritice și martensitice) cu următoarele dimensiuni :

- grosime 0,3 - 3 mm
- lățime benzi 50 - 1250 mm
- lățime table 500 - 1250 mm
- lungime table pînă la 4 000 mm

Produsele se livrează ambalate sub formă de pachete și rulouri.



CSH

vă oferă

profile laminate din oţeluri carbon calmate şi necalmate, din oţeluri carbon de calitate, aliate şi slab aliate.

● rotunde cu diametrul de 10–180 mm ● cornier 20×20–150×150 mm ● I 18–I 24 ● U 6,5 – U 24 ● late de 20×5–150×20 mm ● benzi laminate la cald de 200×2 – 370×5,5 mm ● ţagle, blumuri pentru forjă, de 70×70 – 400×400 mm ● oţel beton cu profil periodic laminat la cald, oţel beton neted laminat la cald, sîrmă laminată la cald, profile speciale pentru armături de mină, pentru talpa şenilei de tractor etc.

1884·1974
CSH
90 ANI

COMBINATUL SIDERURGIC HUNEDOARA

Str. Dr. P. Groza nr. 8. Hunedoara ● Telex: 032411 ● Tel: 12533 – 11075 – 12767 – 11462 – 12747.

E 3280

REFERAT R

METALURGIA

10

METALURGIA • BUCUREŞTI • ANUL XXXII • NR. 10 • OCTOMBRIE 1980

centrozap

Societate de Comerț Exterior
40—036 Katowice— Ligonia 7 — Polonia
C. P.: 825; Tel.: 513—401
Telex: 0312—416
Adr. telegr.: CENTROZAP — Katowice

LIVRĂRILE NOASTRE COMPLEXE ÎN DOMENIUL TURNĂTORIEI

cuprind :

- ciclul complet de proiectare :
  - echipamentul tehnologic cu instalațiile de desprăfuire
  - documentația în domeniul construcțiilor
  - instalațiile energetice și de ventilatie

precum și :

- livrările de echipament complet pentru secțiile de turnătorie
- montarea completă a mașinilor, echipamentelor și a instalațiilor sau supravegherea lucrărilor de montaj
- formarea personalului clientului
- asistență tehnică completă în cadrul perioadei de garanție și de „după vînzare"
- la cererea clientului, executăm orice lucrări de construcții-montaj, inclusiv construirea atelierelor de producție și a altor sectoare de turnătorie

MAȘINI ȘI INSTALAȚII DE TURNĂTORIE

- cuptoare de uscare cu pat fluidizat pentru amestecuri de formare
- aeratoare, site și separatoare
- malaxoare pentru amestecuri de formare și de miezuri
- mașini de formare cu îndesare prin scuturare și mașini de formare prin proiecția amestecului
- cubilouri cu vînt cald și rece
- grătare vibratoare de dezbatere
- mașini de sablare și de hidrosablare
- instalații de manipulare și de transport pneumatic
- aparatură de laborator
- linii de formare cu amestecuri de formare lichide și fiabile cu autoîntărire
- regenerarea amestecurilor de bentonită
- regenerarea amestecurilor furanice

CENTROZAP

PUBLICOM

METALURGIA

Anul 32 Nr. 10 octombrie 1980

CUPRINS

Mitelea, I. şi *Truşculescu, M.* : **Cercetări asupra caracteristicilor mecanice şi structurale ale oţelului austenitic 7MoNCl70 folosit în criogenie** 501

Wanyorek, C. : **Indici granulometrici numerici pentru caracterizarea amestecurilor granulare plastice şi unele aplicaţii la amestecurile de formare sintetice, mono- şi biclase.** 505

Raşeev, D., *Zecheru, Gh.* şi *Marcu, M.* : **Cercetări privind tratamentul termic final al pieselor turnate din oţeluri slab aliate, utilizate la instalaţiile de foraj funcţionînd la temperaturi scăzute.** 513

Szebeni, I. : **Recuperarea resurselor energetice secundare la secţiile de trefilare** 522

Ienciu, M., *Moldovan, P.*, *Panait, N.* şi *Marinescu Daniela* : **Microalierea cu mişmetal a aliajelor cu plumb în vederea îmbunătăţirii prelucrabilităţii prin aşchiere.** 526

Marinescu, N., *Spoitu, C.*, şi *Ciucu, Victoria* : **Cercetări privind reducerea consumului de energie electrică la grafitarea produselor cărbunoase.** 530

Ciucu, Victoria şi *Ciucu, I.* : **Strategia experimentală în studiul şi elaborarea reţetelor pentru produse cărbunoase.** 535

Negrea, I. : **Unele consideraţii privind prelucrarea metalelor cu ajutorul benzilor abrazive** 539

Pancu, C. : **Analiza energetică comparativă privind topirea în cubilou şi în cuptor electric prin inducţie a fontei pentru turnarea în piese.** 544

Mircescu, I. şi *Salanţi, A.* : **Analiza automată continuă a oxigenului în gazul de cocs brut** 548

DOCUMENTARE

COLEGIUL DE REDACȚIE

LAURENȚIE SOFRONI — președinte, CEZAR AVRAM, GHEORGHE BUJGOI, ALEXANDRU CIOROGARU, SORIN CÎNDEA, ANTONICĂ DIJMĂRESCU CONSTANTIN DRAGOMIR, IANCU DRĂGAN, ION DRAGAN, DAN DULAMĂ, TRAIAN DUMITRESCU, SUZANA GĂDEA, GHEORGHE GHEORGHIU, VASILE GROSU, CONSTANTIN IONESCU, VICTOR MIHU, ION MOLDOVAN, NICOLAE MURGULEȚ, FLOREA OPREA, IGINIO PAVONI, MIRCEA PENESCU, MIRCEA POPOVICI, ION PRISECARU, ȘTEFAN RĂDVAN, CORNEL RIZESCU, MARIA SAVU, CLAUDIU ȘTEFĂNESCU, SILVIA VACU, VASILE VĂZDĂUȚEANU, VASILE VULCU

Redactor : G. COJOCARIU
Tehnoredactor : EC. CHIPARIZOPOL

„Cititorii din străinătate se pot abona adresîndu-se la ILEXIM Departamentul Export-Import Presă, P.O. Box 136—137, telex : 11226, București, str. 30 Decembrie nr. 3".

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, str. Mendeleev 21—25, Setor 1, Telefon : 59.49.90. Revista este editată de ICEM — O.I.D. Instituțiile pot achita abonamentele în contul nostru de virament nr. 30.15.0.01.01. B.N. — R.S.R. — filiala sector VI — Institutul de cercetări metalurgice. Tarif pentru întreprinderi : lei 150 anual ; tarif pentru abonamente individuale : 48 lei anual. Costul unui exemplar : lei 5. Tiparul — Intreprinderea poligrafică „Informația", str. Brezoianu, nr. 23—25, București

„Taxele poștale achitate conform aprobării D.G.P.Tc. nr. 137/5462/1979"

I.P.I. c. 2528

42 406

1883

CONTENTS

DC: 669.15–194.56 : 539.415

Mitelea, I. and *Truşculescu, M.* : **Researches on the mechanical and structural characteristics of the austenitic 7 MoNCl 70 steel used in cryogeny**

The tensile and toughness characteristics of an alloyed Cr-Ni-Mo austenitic steel are studied by mechanical tests at temperatures between 400–200°C. The metallographic electronic researches justify the macroscopic results and they point out the good behaviour of this material down to the lowest operation temperatures.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 10, p. 501–504

DC: 661.185–3

Wanyorek, C. : **Granulometric numeric coefficients used for the characterization of granular plastic mixtures and some applications to synthetic mono and diclass moulding sands**

The author shows the possibility of quantitative and qualitative trend using the values of the granulometric numeric coefficients in view of obtaining new plastic granulary products well adapted to the aim.

The paper represents a basis of understanding, study and practic application of the granular plastic mixtures, in general, not only of the moulding sands but also in the fields of ceramic refractory, agglomerated binder, abrasive, concrete.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 10, p. 505–512

DC: 621.785 : 669.14.018.41

Raşeev, D., Zecheru, Gh. and *Marcu, M.* : **Researches regarding the final heat treatment of the low alloyed castings used in the drilling facilities operating at low temperatures**

Based on a great number of researches (metallographic, mechanical, rupture mechanics), the authors specify the conditions in which the use at low temperatures of low alloyed steel castings used at present for casting components of drilling facilities operating at normal temperatures can be extended.

The researches carried out showed the possibility to extend the use of these steels at temperatures down to −45°C by applying a heat quenching and high tempering heat treatment which results in sorbitic structures.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 10, p. 513–521

DC: 536.77.004.86

Szebeni, I. : **The recovery of the secondary energetic resources in the wire drawing shops**

This article presents some practical solutions in the view to the secondary energetic resources recovery from the equipments and the installations used in the wire drawing shops.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 10, p. 522–525

DC: 669.2/8.018 : 621.9.011

Ienciu, M., Moldovan, P., Panait, N. and *Marinescu, Daniela* : **The mischmetal microalloying of lead brasses in a view to improve workability by cutting**

The present paper presents the possibilities of improving the lead brass workability by mischmetal microalloying.

The results obtained show that the mischmetal addition can lead, under special conditions, to the formation of some high hardness components of the type $MMZn_{11}$ ($CeZn_{11}$ $LaZn_{11}$). Under these conditions, the recrystallization temperature increases by about 150...200°C.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 10, p. 526–529

DC: 621, 311.152 : 666.966

Marinescu, N., Spoitu, C. and *Ciucu, Victoria* : **Researches on the reduction of electric energy consumption in the coal product graphitation**

The article presents the way of establishing the optimal graphitation diagram of the coal products studying the temperature and power progress in the graphitation furnaces. The data were processed with a computer based on specially drawn out programmes.

The application of the method allowed for the reduction of the specific electric energy consumtion at the same time with an increase in the furnaces productivity.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 10, p. 530–534

DC: 666.966 :68/ : 32

Ciucu, Victoria and *Ciucu, I.* : **The experimental policy in the study and the drawing up of recipes for coal products**

The paper points out some possibilities for the application of the calculation technique in solving the problems of the experimental policy carried out in the view to study and draw up some new recipes for coal products with better performances or, to correct some existing recipes for coal products in accordance with the physical chemical characteristics of the constituents and with the corresponding grain size distribution.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 10, p. 535–538

DC: 621.921.6

Negrea, I. : **Some considerations on the metal processing with abrasive strips**

The paper presents the results obtained after studying abrasion with endless strip bearing abrasives.

After the tests carried out on aluminium, steel and hard metal speciments, it resulted that it is necessary to improve abrasives quality in a view to increase the processing yield and to extend the applicability of this operation.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 10, p. 539–543

DC: 621.311.152 : 621.745

Pancu, C. : **Comparative energetic analysis regarding the iron melting into the cupola furnace and induction furnace**

The article presents, from the energetic point of view, a comparative analysis between melting in the cupola furnace and melting in the induction electric furnace meant for casting of parts. The advantages and disavantages of both melting processes used are pointed out and the authors give some suggestions in the view to choosing the suitable process for the new foundary designs or for the present foundary developments. The authors also point out the influences of one process or the other on the necessary energy resources (coke and imported crude oil) as well as the influences on the necessary capacities in the power plants.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 10, p. 544–547

DC: 662.764.2 : 543.062

Mircescu, I. and *Salanţi, A.* : **The automatic continuous analysis of the oxygen in crude coke gas**

The article describes the operation of an automatic analyser, of the oxygen concentration in crude coke gas and proved utility in coke batteries operation.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 10, p. 548–549

INHALT

DK : 669.15–194.56 : 539.4/5

Mitelea, I. und *Truşculescu, M.* : **Untersuchungen über die mechanischen Eigenschaften und das Gefüge des in der Kältetechnik verwendeten austenitischen Stahles 7 MoNCl70**

Mittels mechanischen Prüfungen bei Temperaturen zwischen 400...200°C werden die Zugeigenschaften und die Zähigkeit des austenitischen mit Cr-Ni-Mo legierten Stahles, untersucht. Elektronenmikroskopische Gefügeuntersuchungen rechtfertigen die makroskopischen Ergebnisse und bezeugen ein gutes Verhalten dieses Materials bis zu den niedrigsten Betriebstemperaturen.

Metalurgia 32 (1980), nr. 10, p. 501–504

DK : 661.185–3

Wanyorek, C. : **Numerische Körnigkeitszahlen für die Kennzeichnung der plastischen Körnungsmischungen und einige Anwendungsmöglichkeiten an synthetischen Formmassen**

Für die Zusammenstellung einiger plastischen Körnungsmischungen für bestimmte Anwendungen besteht die Möglichkeit einer Qualitativen und quantitativen orientierung durch numerische Körnigkeitszahlen.

Die Arbeit ist eine Basis für das Studium und die Anwendung der Körnungsmischungen im allgemeinen nicht nur der Formmassen für Giessereien sondern auch im Bereich der feuerfesten, keramischen Massen, Mörtel, Betone u.s.w.

Metalurgia 32 (1980), nr. 10, p. 505–512

DK : 621.785 : 669.14.018.41

Raşeev, D., Zecheru, Gh. und *Marcu, M.* : **Untersuchungen über die Wärmebehandlung der aus niedriglegierten Stählen gegossenen Teile für Tieftemperatur – Bohranlagen.**

Nach zahlreichen Untersuchungen (metalographisch, mechanisch u.s.w.) werden die Bedingungen angeführt unter welchen die Anwendung der Teile aus niedriglegierten Stählen für Tieftemperatur-Bohranlagen, möglich ist.

Die angeführten Teile arbeiten bei Temperaturen bis – 45°C nach Härten und Anlassen.

Metalurgia 32 (1980), nr. 10, p. 513–521

DK : 536.77.004.86

Szebeni, I. : **Rückgewinnung der Sekundärenergie von den Ziehereien**

Es werden einige praktische Lösungen angeführt für die Rückgewinnung der Sekundärenergie von den Anlagen und Ausrüstungen aus den Ziehereien.

Metalurgia 32 (1980), nr. 10, p. 522–525

DK : 669.2/.8.018 : 621.9.011

Ienciu, M., Moldovan, P., Panait, N. und *Marinesu, Daniela* : **Mikrolegierung mit Mischmetall des mit Blei legierten Messings für die Verbesserung der Zerspanbarkeit**

Es werden die Möglichkeiten beschrieben für die Verbesserung der Zerspanbarkeit des mit Blei legierten Messings durch legierung mit Mischmetall.

Die erhaltenen Ergebnisse beweisen dass der Mischmetallzusatz zur Bildung von Verbindungen der Type MM Zn_{11} (Ce Zn_{11}, $LaZn_{11}$) mit hohen Härtewerten beitragen. Die Rückkristallisationtemperatur ist um 150–200°C höher.

Metalurgia 32 (1980), nr. 10, p. 526–529

DK : 621.311.152 : 666.966

Marinescu, N., Spoitu, C., und *Ciucu, Victoria* : **Untersuchungen über die Herabsetzung des Stromverbrauches bei der Graphitierung der Kohlenerzeugnisse**

Es werden optimale Graphitierungsdiagramme für Kohlenerzeugnisse aufgestellt nach der Temperatur – bzw. Leistungsschwankung der Graphitieröfen. Die Datenverarbeitung erfolgte auf Rechenanlagen nach besonders aufgestellten Programme.

Durch diese Methode konnte der spezifische Stromverbrauch herabgesetzt werden gleichzeitig mit der Steigerung der Öfenleistung.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 10, p. 530–534

DK : 666.966 : 681.32

Ciucu, Victoria und *Ciucu, I.* :**Untersuchungsstrategie für das Studium und die Ausarbeitung der Mischungsrezepte für Kohlenstofferzeugnisse**

In der Arbeit werden die Möglichkeiten angegeben für die Anwendung der Rechentechnik bei der Lösung der Untersuchungsstrategie bei der Ausarbeitung einiger Mischungsrezepte für Kohlenstofferzeugnisse oder für die Verbesserung der bestehenden Rezepte nach den physisch-chemischen Eigenschaften der Bestandteile und der Körnigkeit.

Metalurgia 32 (1980), nr. 10, p. 535–538

DK : 621.921.6

Negrea, I. : **Einige Betrachtungen über die Metallverarbeitung mit Hilfe der Schleifbänder**

Das Metallschleifen mit Hilfe der endlosen Schleifbänder wurde studiert.

Aus den auf Probekörper aus Aluminium, Stahl und Hartmetalle durchgeführten Untersuchungen erfolgt die Notwendigkeit der Qualitätserhöhung der Schleifmittel zwecks vergrösserung der Verarbeitungsleistung und für die Erweiterung der Anwendbarkeit.

Metalurgia 32 (1980), nr. 10, p. 539–543

DK : 621.311.152 : 621.745

Pancu, C. : **Energetische Vergleichsanalyse über das Schmelzen des Gusseisens in Kupolöfen und Induktionsöfen**

Vom energetischen Standpunkt wird eine vergleichende Analyse zusammengestellt über das Schmelzen des für Gussteile bestimmten Gusseisens in Kupolöfen und Induktionsöfen. Es werden die Vorteile und die Nachteile der zwei Schmelzverfahren gezeigt die bei Projektierung und Konstruktion der neuen Giessereien berücksichtigt werden müssen. Es wird zugleich gezeigt welche Folgen die Verfahren auf die Sicherung der Energieträger haben.

Metalurgia 32 (1980), nr. 10, p. 544–547

DK : 662.764.2 : 543.062

Mircescu, I. und *Salanţi, A.* : **Kontinuierliche automatische Sauersstoffbestimmung im Koksgas**

Es wird die Arbeitsweise eines automatischen Analysators beschrieben, für die Bestimmung der Sauerstoffkonzentration im Koksgas und die Vorteile für die Koksöfen hervorgehoben.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 10, p. 548–549

SOMMAIRE

CD : 669.15—194.56 : 539.4/5

Mitelea, I. et *Trușculescu, M.* : **Recherches sur les caractéristiques mécaniques de l'acier austénitique 7MoNCl70 utilisé en cryogènie**

On étudie, par des essais mécaniques aux températures comprises entre 400 et 200°C, les caractéristiques de résistance à la traction et de tenacité d'un acier austénitique allié au Cr-Ni-Mo. Les recherches métallographiques effectuées par microscopie électronique justifient les observations macroscopiques retenues et attestent une bonne tenue de ce matériel jusqu'à les températures les plus basses d'exploitation.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 10, p. 501—504

CD : 661.185—3

Wanyorek, C. : **Indices granulométriques — numériques pour la caractérisation des mélanges granulaires plastiques et quelques applications aux masses de formage synthetiques, mono — et bielasses**

Pour composer de nouveaux produits granulaires plastiques, bien adaptées au but poursuivi, il existe la possibilité d'orientation quantitative et cantitative par l'intermède des valeurs d'indices granulométriques — numériques.

L'oeuvre représente une base pour la compréhension, l'étude et l'application pratique des mélanges granulaires plastiques en géneral, pas seulement pour les masses de formage en fonderie, mais aussi pour le domaine des matériaux réfractaires céramiques, frittés, des abrasifs, mortiers, bétons etc.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 10, p. 505—512

CD : 621.785 : 669.14.018.41

Rașeev, D., Zecheru, Gh. et *Marcu, M.* : **Recherches concernant le traitement thermique de parachèvement des pièces moulées en aciers faiblement alliés, utilisées aux installations de forage travaillant aux basses températures**

A partir des investigations multiples (métallographiques, mécaniques, mécaniques de rupture), on détermine les conditions dans lesquells on peut élargir l'emploi aux températures basses des aciers moulés faiblement alliés, utilisés actuellement à la fabrication des pièces moulées pour installations de forage travaillant aux températures normales.

Les recherches entreprises ont montré la possibilité d'elargir l'emploi des aciers susmentionnés aux températures allant jusqu'à —45°C, par l'application d'un traitement thermique de trempe et de haut revenu qui assure l'obtention de structures sorbitiques.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 10, p. 513—521

CD : 536.77.004.86

Szebeni, I. : **Récuperation des ressources énergetiques secondaires aux tréfileries**

L'ouevre présente plusieurs solutions pratiques concernant la récuperation des ressources énergtiques secondaires aux outillages et installations utilisées dans les secteurs de tréfilage.

Metalurgia, 32, (1980), nr. 10, p. 522—525

CD : 669.2/8.018 : 621.9.011

Ienciu, M., Moldovan, P., Panait, N. et *Marinescu, Daniela* : **Le microalliage au mischmétal des laitons au plumb en vue de l'amélioration de l'usinabilité par enlevement des copeaux**

L'oeuvre présente l'investigation des possibilités d'améliorer l'usinabilité des laitons au plomb, par microalliage avec du mischmétal.

Les résultats obtenus montrent que l'addition de mischmétal peut conduire, dans certaines conditions, à la formation de composés de type $MMZn_{11}$ ($CeZn_{11}$, $LaZn_{11}$), ayant une haute dureté. Dans ces conditions, la température de recristallisation s'accroit d'environ 150—200°C.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 10, p. 526—529

CD : 621.311.152 : 666.966

Marinescu, N., Spoitu, C. et *Ciucu, Victoria* : **Recherches sur la réduction de la consommation d'énergie électrique pour la graphitisation des produits charbonneux.**

On expose la modalité d'établir les diagrammes optimals de graphitisation des produits charbonneux, en étudiant l'évolution de la température et de la puissance dans les fours de graphitage. Le traitement des données a été effectué sur ordinateur d'après des programmes spéciaux.

L'application de cette méthode a permis la réduction de la consommation spécifique d'énergie électrique en même temps avec l'accroissement de la productivité des fours.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 10, p. 530—534

CD : 666.966 : 681.32

Ciucu, Victoria et *Ciucu, I.* : **Stratégie expérimentale dans l'étude et l'élaboration des recettes pour produits charbonneux**

L'oeuvre met en évidence plusieurs possibilités d'application de la technique de calcul pour la résolution des problèmes de stratégie expérimentale à l'étude et l'élaboration des nouvelles recettes pour produits charbonneux à pérformances améliorées, ainsi qu'à la correction des recettes existantes, fonction de caractéristiques physiques et chimiques des constituants et du spectre granulomètrique respectif.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 10, p. 535—538

CD : 621.921.6

Negrea, I. : **Quelques considérations sur le traitement des métaux à l'aide de bandes abrasives**

On présente les résultats obtenus par l'étude du traitement d'abrasion avec des abrasifs sur support de rubans sans fin.

Suite aux essais effectués sur des éprouvettes en aluminium, aciers et métaux durs il en résulte la nécessité d'améliorer la qualité des abrasifs, en vue d'augmenter le rendement de l'usinabilité et d'élargir appliquabilité de cette opération.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 10, p. 539—543

CD : 621.311.152 : 621.745

Pancu, C. : **Analyse énergetique comparative concernant la fusion dans le cubilot et dans le four électrique à induction de la fonte pour le moulage en pièces**

On présente, du point de vue énergetique, une analyse énergetique comparative entre la fusion dans le cubilot et dans le four électrique à induction de la fonte pour pièces moulées. On met en évidence les avantages et les défauts de ces deux procédés de fusion pratiqués et on fait des récommandations pour les choix du procédé adéquat dans les projets des nouvelles fonderies ou d'extension des fonderies existantes. Par ailleurs, on montre l'incidence d'un procédé ou d'un autre sur l'approvisionnement avec des agents énergetiques nécessaires (coke et pétrole d'importation), ainsi que leur influence sur les capacités nécessaires aux thérmocentrales.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 10, p. 544—547

CD : 662.764.2 : 543.062

Mircescu, I. et *Salanți, A.* : **Analyse automatique continue de l'oxygène dans le gaz de coke brut**

L'oeuvre décrit le fonctionnement d'un analyseur automatique utilisé pour l'investigation de la concentration d'oxygène dans le gaz de coke brut. Les avantages de cet equipement pour l'exploitation des batteries de cokéfaction.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 10, p. 548—549

СОДЕРЖАНИЕ

ДК: 669.15–194.56 : 539.4/.5

Мителя, И. и Трушкулеску, М.: **Исследования по механическим и структурным характеристикам аустенитной стали 7MoNCl70, используемая при очень низких температурах**

Механическими испытаниями при температурах 400 ...—200°С изучаются характеристики натяжения и вязкости аустенитной стали легированной с Cr-Ni-Mo.

Электронно-металлографические исследования оправдывают отделяющие макроскопические наблюдения и свидетельствуют о хорошем поведении этого материала до самых низких температурах эксплуатации.

Metalurgia 32 (1980), nr. 10, p. 501–504

ДК: 661.185.3

Ваньёрек, К.: **Числовые гранулометрические показатели для характеризования пластиных гранулированных смесей и некоторые применения к синтетическим формовочным смесям, моно и двукласным**

Для составления некоторых пластичных гранулированных изделий, хорошо приспособляемых преследуемой цели, существует возможность качественной и количественной ориентировки с помощью значений числовых гранулометрических показателей.

Работа является основой в понимании, изучении и практическом применении пластичных гранулированных смесей, в основном, не только формовочных материалов для литейных цехов и в областях керамических огнеупорных материалов, синтеризированных, абразивных, мертели, бетоны и т. д.

Metalurgia 32 (1980), nr. 10, p. 505–512

ДК: 621.785 : 669.14.018.41

Рашеев, Д., Зекеру, Г. и Марку, М.: **Исследования, касающиеся конечных термообработок отлитых деталей из малолегированных сталей, используемых в буровых установках для работы при низких температурах**

На основе многочисленных исследований (металлографических, механических, механики разрыва) устанавливаются условия, при которых можно расширить использование малолегированных литых сталей при низких температурах, используемых в настоящее время для изготовления отлитых деталей буровых установок, работающих при нормальных температурах.

Исследования указали на возможность расширения использования этих сталей при температурах до —45°С применением термической обработки закалки и высокого отпуска, обеспечивающий получение сорбитовых структур.

Metalurgia 32 (1980), nr. 10, p. 513–521

ДК: 536.77.004.86

Сэебени, И.: **Рекуперация вторичных энергетических ресурсов от волочильных цехоб**

В этой статье представлены некоторые практические решения для рекуперации вторичных энергетических ресурсов от оборудований и установок, используемых в волочильных цехах.

Metalurgia 32 (1980), nr. 10, p. 522–525

ДК: 669.2/8.018 : 621.9.011

Иенчю, М., Молдован, П., Панаит, Н. и Маринеску, Даниела: **Микролегирование с мишметаллом свинцовой латуни для улучшения обрабатываемости резанием**

В данной работе исследовались возможности улучшения обрабатываемости свинцовой латуни микролегированием с мишметаллом.

Результаты исследований показывают, что добавка мишметалла может вести, в определенных условиях, к образованию соединений типа $MMzn_{11}$ ($CeZn_{11}.LaZn_{11}$) с высокой твердостью. В этих условиях температура рекристализации растет на приблизительно 150... 200°С.

(Metalurgia 32 (1980), nr. 10, p. 526–529

ДК: 621.311.152 : 666.966

Маринеску, Н., Споиту, К. и Чюку, Виктория: **Иследования, касающиеся снижения расхода электроэнергии при графитировании углеродистых изделий**

В статье изложен способ установления оптимальных диаграмм графитирования углеродистых изделий, изучая эволюцию температуры и мошности в печах для графитирования. Обработка данных проведена на вычислительной машине по специально составленным программам.

Применение метода позволило снижение удельного расхода электроэнергии одновременно с повышением производительности печей.

Metalurgia 32 (1980), nr. 10, p. 530–534

ДК: 666.966 : 681.32

Чюку, Виктория и Чюку, И.: **Экспериментальная стратегия в изучении и разработке рецептов для углеродистых изделий**

Работа отмечает некоторые возможности применения вычислительной техники при решении задач экспериментальной стратегии, проведенной с целью изучения и разработки некоторых новых рецептов углеродистых изделий с улучшеными показателями или корректировка существующих рецептов в зависимости от физико-химических характеристик составляющих и от соответствующего гранулометрического спектра.

Metalurgia 32 (1980), nr. 10, p. 535–538

ДК: 621.921.6

Негреа, И.: **Некоторые соображения, касающиеся обработки металлов с помощью абразивных лент**

Работа представляет полученные результаты изучения абразии с абразивами на опоре под видом бесконечной ленты.

Вследствие проведенных испытаний на образцах из алюминия, стали и твердых металлов вытекает необходимость повышения качества абразивов для повышения производительности обработки и расширения применения этой операции.

Metalurgia 32 (1980), nr. 10, p. 539–543

ДК: 621.311.152 : 621.745

Панку, К.: **Сравнительный энергетический анализ, касающийся плавки в вагранке и в индукционной электропечи чугуна для отливки изделий**

С энергетической точки зрения представлен сравнительный анализ между плавкой в вагранке и плавкой в индукционной электропечи чугуна для отливки изделий.

Отмечаются преимущества и недостатки этих двух используемых способов плавки и даются рекомендации для выбора соответствующего способа, при проектировании новых сталеплавильных цехов или при расширении существующих. Также, указываются какие последствия имеет тот или иной способ на обеспечение необходимых энергетических носителей (кокса или нефти из импорта), а также и влияния на необходимые ёмкости в теплоцентралях.

Metalurgia 32 (1980), nr. 10, p. 544–547

ДК: 662.764.2 : 543.062

Мирческу, И. и Саланци, А.: **Непрерывный автоматический анализ кислорода в коксовом газе**

Статья описывает способ работы автоматического анализатора концентрации кислорода в газе сырого газа и его преимущества в эксплуатации коксовых батарей.

Metalurgia 32 (1980), nr. 10, p. 548–549

METALURGIA 10

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ȘI AL CONSILIULUI NAȚIONAL AL INGINERILOR ȘI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA 1980

Dr. ing. I. Mitelea
și prof. dr. ing. M. Trușculescu

Institutul politehnic „Traian Vuia" –
Timișoara

Cercetări asupra caracteristicilor mecanice și structurale ale oțelului austenitic 7MoNC170 folosit în criogenie

CZ : 669.15–194.56 : 539.4/.5

Oțelurile austenitice Cr–Ni prezintă caracteristici bune de ductilitate și tenacitate pînă la temperaturile de exploatare cele mai coborîte (–200...–250°C). În general, ele se livrează în următoarele două stări:

— după călire de punere în soluție, tratament termic care asigură proprietăți maxime de deformabilitate;

— după laminare la rece, fără tratament termic ulterior, cînd se provoacă o creștere a caracteristicilor de rezistență mecanică, în schimb apare o înrăutățire a capacității de deformare plastică. La ambele stări de semifabricat, morfologia fazelor intermediare are o influență marcantă asupra tenacității. Astfel, faza σ micșorează reziliența atît la temperatura ambiantă, cît și la temperaturi scăzute; funcție de conținutul în carbon al oțelului, precipitările de carburi influențează negativ reziliența într-o măsură mai mică sau mai mare [1]. Lucrarea de față își propune cercetarea structurii și a proprietăților mecanice ale unui oțel inoxidabil austenitic, în intervalul temperaturilor de exploatare cuprinse între 400 și –200°C.

Condiții experimentale

Compoziția chimică a oțelului cercetat este dată în tabelul 1, ea încadrîndu-se în normele și specificațiile naționale ale țărilor producătoare și consumatoare de oțeluri criogenice din lume.

Tabelul 1

Marca de oțel	Compoziția chimică, %							
	C	Si	Mn	P	S	Mo	Ni	Cr
7MoNC170	0,06	1,68	1,45	0,027	0,021	2,25	11,5	17,68

Din acest material s-au confecționat epruvete de reziliență și tracțiune, care au fost supuse tratamentului termic de călire pentru punere în soluție de la temperatura de 1 050 ± 10°C. Încălzirea s-a efectuat într-un cuptor cu atmosferă protectoare, pentru evitarea fenomenelor de oxidare și decarburare a suprafeței, iar răcirea s-a făcut în apă.

Încercările mecanice la temperaturi scăzute au fost executate cu ajutorul unei instalații Amsler, montată pe o mașină de tracțiune Wolpert. Fiecare epruvetă înainte de a fi încercată a fost menținută un timp de 25 min la temperatura de regim (±1/10°C față de valoarea nominală), în scopul uniformizării acesteia pe întreaga secțiune.

Pentru justificarea rezultatelor obținute asupra unor probe semnificative s-au făcut cercetări metalografice electronice și examinări microfractografice.

Rezultate experimentale

În figurile 1 și 2 sînt redate curbele de variație a proprietăților mecanice în funcție de temperatura de încercare. Din analiza acestora se desprind următoarele observații:

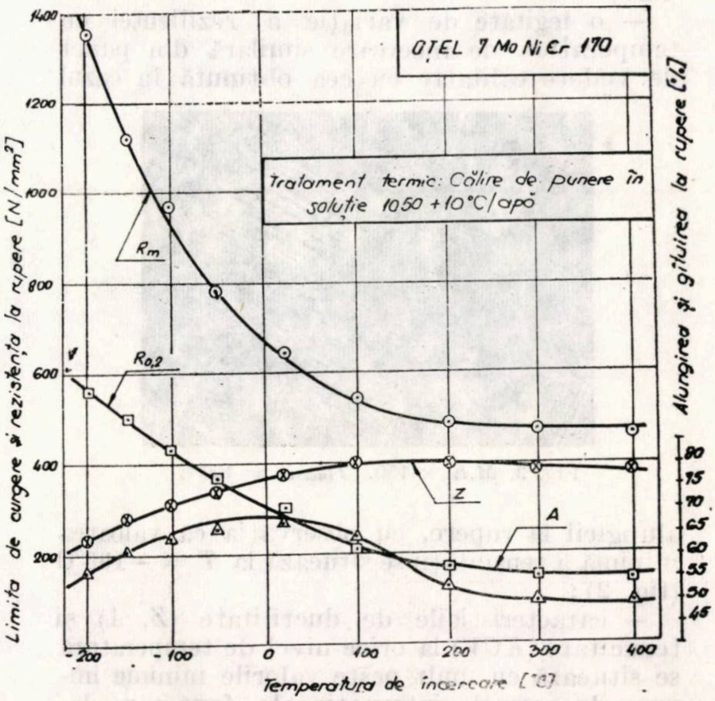


Fig. 1. Variația caracteristicilor statice de tracțiune cu temperatura de încercare

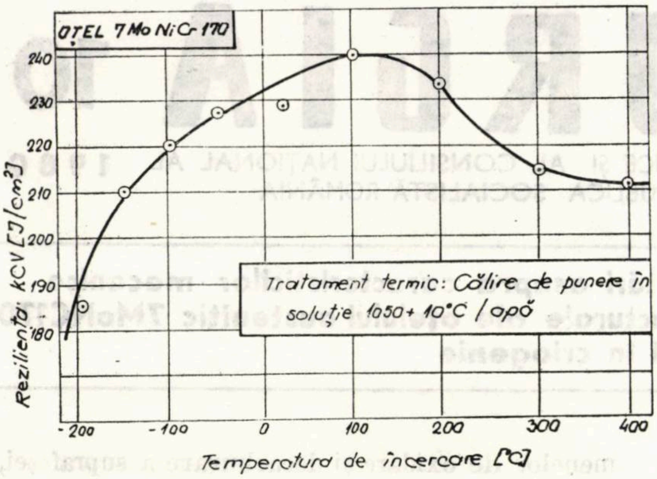


Fig. 2. Evoluţia rezilienţei cu temperatura de încercare

— o creştere continuă a rezistenţei la rupere cu scăderea temperaturii de încercare; la temperatura de 400°C, $R_m = 490$ N/mm², iar la temperatura azotului lichid, $R_m = 1\,350$ N/mm² (fig. 1);

— o creştere mai puţin pronunţată a limitei tehnice de curgere ($R_{0,2} = 213$ N/mm² la $T = 400$°C, respectiv $R_{0,2} = 560$ N/mm² la $T = -196$°C) cu scăderea temperaturii de încercare;

— o scădere uşoară a gîtuirii la rupere la temperaturi cuprinse între −50 şi −200°C;

— apariţia unui minim în evoluţia alungirii la rupere pentru intervalul temperaturilor de încercare de 200—400°C şi a unor valori mai mari pentru toate celelalte niveluri de temperaturi;

— o legitate de variaţie a rezilienţei cu temperatura de încercare similară din punct de vedere calitativ cu cea obţinută în cazul alungirii la rupere, cu observaţia că valoarea minimă a tenacităţii se situează la $T = -196$°C (fig. 2);

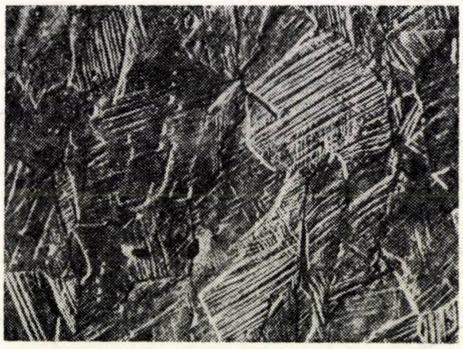


Fig. 3. M.E. × 150. $T_{încerc.} = 400$°C

— caracteristicile de ductilitate (Z, A) şi tenacitate (KCV) la orice nivel de temperatură se situează cu mult peste valorile minime impuse de normele internaţionale, fapt care demonstrează că acest oţel poate fi exploatat în condiţii depline de securitate pînă la cele mai scăzute temperaturi.

Micrografiile electronice redate în figurile 3—6 demonstrează că nu se produc transformări fazice în intervalul temperaturilor cuprinse între 400 şi −200°C, structura fiind constituită din austenită şi carburi. Se precizează că aceste

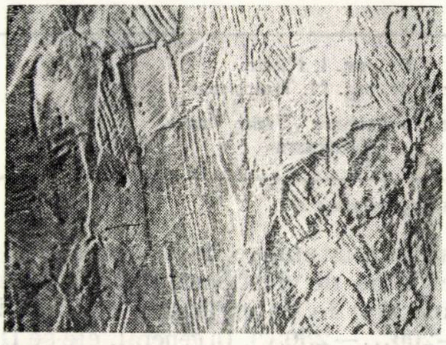


Fig. 4. M.E. × 150. $T_{încerc.} = 20$°C

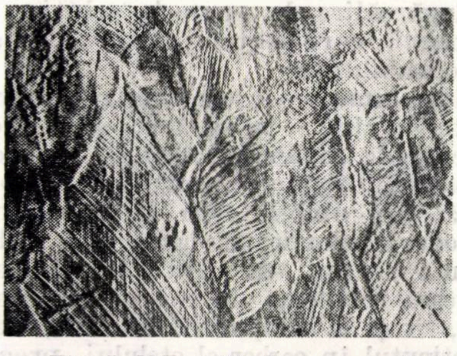


Fig. 5. M.E. × 150. $T_{încerc.} = -100$°C

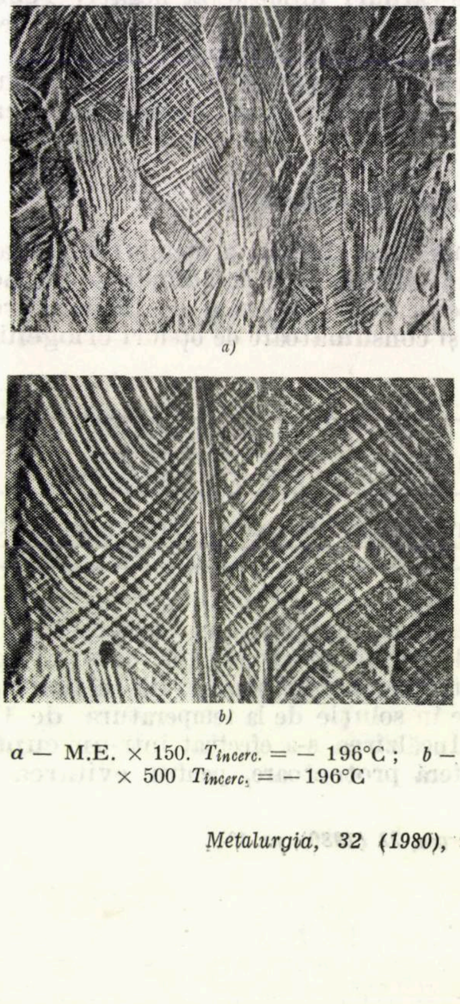


Fig. 6. a — M.E. × 150. $T_{încerc.} = -196$°C; b — M.E. × 500 $T_{încerc.} = -196$°C

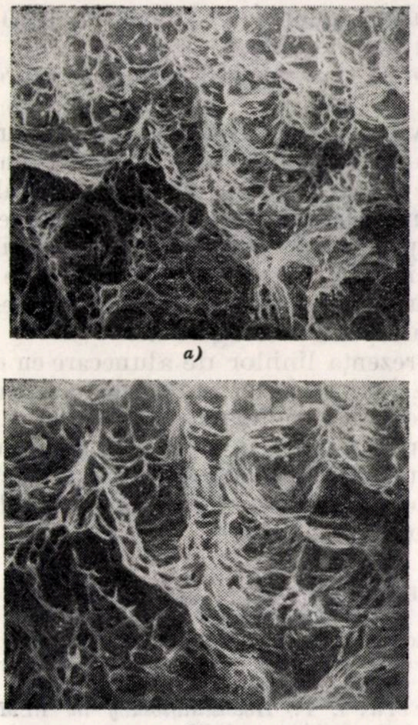


Fig. 7, a – M.E. × 300. $T_{\text{încerc.}}$ = 400°C ; b – M.E.×500. $T_{\text{încerc.}}$ = 400°C

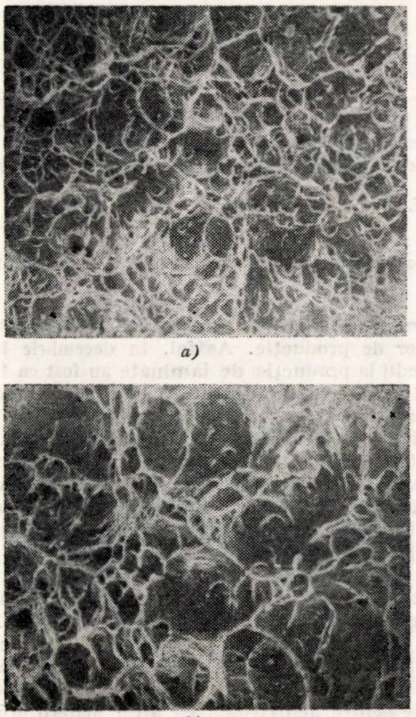


Fig. 8, a – M.E. × 300. $T_{\text{încerc.}}$ = 20°C ; b – M.E.×500. $T_{\text{încerc.}}$ = 20°C

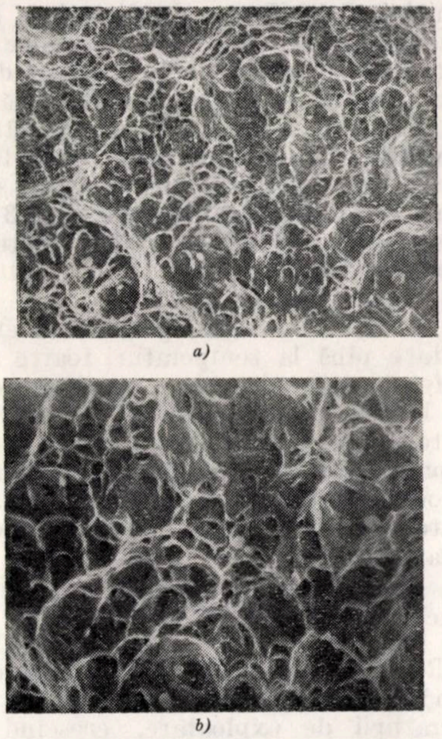


Fig. 9, a – M.E.× 300. $T_{\text{încerc.}}$ = –100°C ; b–M.E.×500. $T_{\text{încerc.}}$ = –100°C

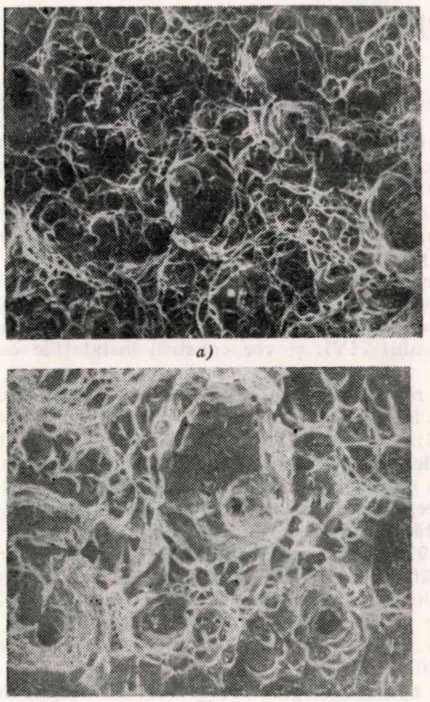


Fig. 10, a–M.E. × 300. $T_{\text{încerc.}}$ = –196°C ; b–M.E.×500. $T_{\text{încerc.}}$ = –196°C

microfotografii au fost realizate la un microscop electronic cu baleiaj JSM-50 A, folosind tehnica electronilor dispersaţi înapoi.

Mecanismul principal prin care se realizează deformarea plastică a acestui oţel este cel de alunecare. Structura cubică cu feţe centrate a austenitei posedă 12 sisteme de alunecare şi, în consecinţă, rezistenţa la deformare este minimă. În figurile 3–6 se observă clar prezenţa liniilor de alunecare în interiorul grăunţilor austenitici. Schimbarea de direcţie a acestora marchează diferenţele de orientare dintre grăunţi. La temperaturile de încercare de 400°C, difuzia atomilor fiind mai pronunţată, deformarea plastică se caracterizează printr-o neomogenitate mai accentuată, astfel că liniile de alunecare din interiorul unor grăunţi sînt mai grosiere şi nu neapărat drepte (fig. 3).

Investigaţiile microfractografice efectuate asupra epruvetelor de rezilienţă (fig. 7—10) justifică pe deplin observaţiile anterioare, demonstrînd că oţelul cercetat prezintă o excelentă tenacitate pînă la temperaturi foarte scăzute. Suprafeţele de rupere au un pronunţat caracter ductil la toate temperaturile de lucru, sesizîndu-se totuşi o uşoară diferenţiere între caracterul suprafeţei rupte la 400°C (fig. 7) şi a rupturilor produse la temperaturi scăzute (fig. 8—10). În toate cazurile examinate, amorsele de rupere sînt date de carburile precipitate.

Concluzii

— Rezistenţa la rupere a oţelului cercetat se modifică semnificativ pe măsura scăderii temperaturii de exploatare, crescînd de la 490 N/mm² (pentru T=400°C) la 1 350 N/mm² (pentru T = —196°C).

— După tratamentul termic de călire pentru punere în soluţie, limita tehnică de curgere atinge valori de 560 N/mm² la temperatura azotului lichid, fapt care constituie una din limitele tehnice de utilizare a acestui material.

— În tot intervalul temperaturilor de exploatare cuprinse între 400 şi —200°C, valorile caracteristicilor de ductilitate şi tenacitate sînt cu mult superioare celor impuse de normele internaţionale pentru criogenie.

— Prezenţa liniilor de alunecare cu orientări diferite în interiorul grăunţilor austenitici demonstrează că deformarea plastică a acestui oţel se realizează prin mecanismul de alunecare.

— Suprafeţele de rupere au un caracter ductil, amorsele de rupere fiind constituite din fazele de carburi precipitate.

BIBLIOGRAFIE

[1] Brickner, K. G. *Aciers inoxydables pour emplois à temperature ordinaire et aux basses temperatures.* ASMet. Eng. Quart, 1968.

[2] Martin, I. P. *Höchstauflösung im REM Mk II;* Dizertaţie, Tübingen, 1972.

DOCUMENTARE

Realizări obţinute de HYL în cursul anului 1979

Anul 1979 a fost un an rodnic pentru societatea HYL, caracterizat îndeosebi de cooptarea a trei firme de tehnologie şi construcţie ca asociaţi internaţionali.

Această măsură a fost anunţată la a doua conferinţă a posesorilor de licenţe de la Manzanillo din luna martie, la care au participat reprezentanţi din 12 ţări.

Firmele asociate, GHH-Sterkrade din R.F.G., Kawasaki Heavy Industries din Japonia şi Pullman Sewindell din S.U.A., vor participa la comercializarea la nivel internaţional a procedeului HYL şi vor construi instalaţiile conform cu cerinţele.

O altă realizare a anului 1979 a fost primul transport de burete de fier HYL de la Sidor I la Puerto Ordaz, Venezuela. Transportul de 21 mii t pentru Italia este primul de acest tip şi anticipează o întreagă serie de transporturi motivate de încheierea construcţiei noii instalaţii Sidor II de 2 300 000 t care a început să producă fontă pentru satisfacerea propriilor ei necesităţi şi a cerinţelor pe plan mondial.

Anul 1979 a fost martorul unor realizări importante, rol al activităţii permanente de cercetare şi studiere a procedeului de reducere directă, pus la punct de firma HYL. Printre acestea se numără utilizarea gazului de cocserie la reducerea directă a buretelui de fier utilizat în furnale, precum şi a procedeului HYL II.

În ceea ce priveşte producerea buretelui de fier pentru alte ţări, există alte două noi instalaţii HYL ; instalaţia de 2 500 000 t P.T., a societăţii Krakatan Steel Co., în oraşul Cilegon, Indonezia, şi cea de 1 100 000 t a Ministerului Industriei din Basrah, Irak.

Într-o perioadă anterioară, societatea sucursală HYLSA, din sectorul Alfa Steel, a lansat un program de dezvoltare pentru satisfacerea puternicului avînt economic pe care-l va înregistra Mexicul în viitorul apropiat. Firma HYLSA intenţionează să-şi sporească capacitatea de elaborare a oţelului în cinci combinate din Mexic, de la 860 mii la 2 mil. t.

În : *HYL News, Mexic, 1979, nr. 4, p. 4)*

Creşterea cheltuielilor de producţie a metalelor feroase în S.U.A.

În siderurgia S.U.A. se constată o creştere însemnată a cheltuielilor de producţie. Astfel, în decembrie 1979, cheltuielile medii la producţia de laminate au fost cu 14,5% mai mari decît în aceeaşi lună a anului 1978, iar în total pe anul 1979 ele au crescut cu 11,5%, ajungînd la 437 $/t.

În condiţiile încărcării de 90% a capacităţilor întreprinderilor metalurgice, cheltuielile producţiei de laminate vor creşte, conform aprecierii economiştilor americani, în anul 1980 cu 11,8% atingînd 489 $/t, iar în anul 1981 — cu încă 11,3% ajungînd la 544 $. Se aşteaptă ca ritmurile de creştere ale productivităţii muncii să se reducă în siderurgia S.U.A. în anul 1981 pînă la 2,5%, de la 3% în 1980.

Potrivit estimărilor, cheltuielile pentru achiziţionarea combustibilului (excluzînd cărbunele) vor creşte în S.U.A. în următorii 2 ani cu 20%, iar cărbunele se va scumpi cu 7% în anul 1980 şi cu 10% în 1981. Preţurile deşeurilor metalice vor fi stabile în 1980, iar în 1981 ele vor putea creşte cu 27%. Cheltuielile pentru achiziţionarea altor materii prime se vor mări anul acesta cu 14% şi cu 10% în 1981.

Se aşteaptă ca companiile americane producătoare de oţel să întîmpine în următorii doi ani dificultăţi financiare crescînde, întrucît guvernul continuă să controleze preţurile informative ale laminatelor.

(În : *B.I.K.I., nr. 27, 4.03, 1980*)

Prof. dr. ing. C. Wanyorek
Universitatea din Braşov

Indici granulometrici numerici pentru caracterizarea amestecurilor granulare plastice şi unele aplicaţii la amestecurile de formare sintetice, mono- şi biclase

CZ: 661.185–3

Amestecurile granulare plastice se întîlnesc în multe domenii importante ale tehnicii, ca de pildă producerea şi utilizarea materialelor ceramice, refractare, abrazive, sinterizate, de construcţii (mortare, betoane, învelitori asfaltice pentru drumuri), materiale de formare pentru turnătorii etc. Caracterizarea lor, nu numai calitativă, ci şi cantitativă prin indici numerici, stabiliţi obiectiv şi comparabili, uşor de pus în corelaţie directă şi cantitativă cu performanţele practice ale acestor materiale, reprezintă o pîrghie importantă pentru realizarea de progrese în studiul şi în aplicaţiile lor practice. Prin prezenta lucrare se urmăreşte a se aduce o contribuţie în această direcţie, cu aplicaţie specială la amestecurile de formare [1]–[5], ceea ce nu exclude utilizarea rezultatelor obţinute la oricare alt amestec granular plastic [1].

În primul rînd s-a urmărit transformarea curbei granulometrice (greu de comparat obiectiv de la un caz la altul) prin doi indici numerici:

— *Diametrul predominant* d_p definit ca medie ponderată a diametrelor medii ale diferitelor clase granulometrice, din ansamblul cărora se izolează şi se elimină funcţional şi calculatoric praful p, fracţiunea care rămîne pe tavă. Aceasta, împreună cu liantul l, constituie materialul de umplere u, capabil să astupe mai mult sau mai puţin porii dintre grăunţii fracţiei granulare de bază a amestecului, la care aceşti parametri p şi l sînt raportaţi cantitativ, procentual, gravimetric. Însăşi diagrama granulometrică se va trasa la scara reală a diametrelor medii ale claselor şi nu la o scară convenţională, după numerotaţia acestora.

— *Ascuţimea* A a curbei de granulaţie (sau gradul de concentrare a granulaţiei) definită ca sumă a momentelor statice ale claselor raportată la momentul sumei claselor (starea de concentrare teoretică maximă a granulometriei).

Pe lîngă aceştia, au mai fost definiţi şi alţi indici, ca:

Porozitatea relativă v_{pr} a fracţiei granulare definită ca raport al volumului de pori absolut v_{pa} către volumul granulelor v_{gr} — determinări care se fac prin cîntăriri repetate, folosindu-se o bucşă etalon de Ø 5,0 × 5,0 cm, care, avînd volumul $v_b = 98{,}125$ cm³, se cîntăreşte goală (b), plină cu nisip uscat (b_n) şi plină cu nisipul îmbibat cu apă (b_{n+a}) — de unde rezultă $v_{pa} = b_{n+a} - b_n$; volumul granulelor din bucşă $v_{gr} = = v_b - v_{pa} = 98{,}125 \text{ cm}^3 - v_{pa}$

$$v_{pr} = \frac{v_{pa}}{v_{gr}} = \frac{v_{pa}}{98{,}125 - v_{pa}} = \frac{100}{\dfrac{98{,}125}{v_{pa}} - 1} \% \text{ din}$$

volumul granulelor.

— *Saturarea relativă* S_r a porilor intergranulari (din fracţiunea granulară a amestecului) cu material de umplere, ca raport al volumului relativ al materialului de umplere v_u către volumul relativ de pori v_{pr}: $S_r = v_{ur}/v_{pr}$ (ambele mărimi raportate la volumul fracţiei granulare v_{gr}). Dacă g_{spl} şi g_{spp} sînt greutăţile specifice ale liantului l, respectiv ale prafului p (1,80 pentru argilă, 2,65 pentru cuarţ):

$$v_{ur} = \left(\frac{l}{g_{spl}} + \frac{p}{g_{spp}}\right), \text{ iar}$$

$$S_r = \frac{v_{ur}}{v_{pr}} = \frac{\dfrac{l}{g_{spl}} + \dfrac{p}{g_{spp}}}{\dfrac{98{,}125}{v_{pa}} - 1} \cdot 100\,\%$$

Gradul de umplere al porilor pentru argilă-cuarţ se scrie:

$$S_r = \frac{\dfrac{l}{1{,}80} + \dfrac{p}{2{,}65}}{\dfrac{98{,}125}{v_{pa}} - 1} = \frac{4{,}65 \cdot l + 1{,}80\, p}{\dfrac{531}{v_{pa}} - 4{,}8} \cdot 100\,\%$$

— *Compactitatea relativă* K_r (compactitatea împachetării) fracţiunii granulare a amestecului, ca raport al volumului v_{gr} al granulelor care umplu bucşa etalon, către volumul propriu $v_b = 98{,}125$ cm³ al acesteia (socotit umplut masiv cu material ca al granulelor). Experimental se determină:

$$K_r = \frac{v_{gr}}{v_b} = \frac{v_b - v_{pa}}{v_b} = \left(1 - \frac{v_{pa}}{v_b}\right) \cdot 100\,\% \text{ din}$$

volumul de gabarit (volumul bucşei) al fracţiei granulare:

$$K_r = \left(1 - \frac{v_{pa}}{98{,}125}\right) \cdot 100\,\% = 100 - 1{,}02\ v_{pa}\,\%$$

Întrucît determinarea porozității relative v_{pr} prin cîntărirea apei absorbite de nisipul din bucșa etalon poate fi afectată de unele erori de apreciere — se preferă calcularea compactității relative după metoda următoare, în care în locul volumului de pori aparent v_{pa}, care nu mai intervine în ecuație, se folosește greutatea nisipului uscat, notată cu n, conținut în bucșa etalon, a cărei greutate se notează cu τ, încît compactitatea relativă K_r, definită ca raport al greutății nisipului n din bucșă către greutatea corpului masiv, care, avînd aceeași greutate specifică $g_{sp\,gr}$ ca și granulele, umple complet și compact volumul v_b al bucșei:

$n = b_n - b$; $K_r = \dfrac{n}{g_{spgr} \cdot v_\tau}$ · Avînd $v_b = 98{,}125$ cm^3, și pentru cuarț $g_{sp\,gr} = 2{,}65$, urmează pentru amestecurile bazate pe acest nisip:

$$K_{r\,cuarț} = \frac{n \cdot 100}{2{,}65 \cdot 98{,}125\,\%} = 0{,}385\ n\%.$$

Avînd în vedere că porozitatea relativă și compactitatea relativă au funcții granulometrice în mare măsură echivalente, utilizarea compactității, care se determină mai ușor și mai precis, întrucît se folosește calea uscată, pare deseori preferabilă porozității, care face însă o imagine intuitivă mai clară în anumite procese.

Toți acești parametri se pot calcula din datele experimentale granulometrice. Autorul a determinat expresia analitică și valoarea numerică a acelorași parametri și pentru diferitele combinații spațiale teoretice (aerate sau compacte) ale unor granule sferice și egale, avînd diametrul d, dispuse în nodurile unor rețele geometrice de tip cristalografic clasic c, cfc și cvc, cubice simple, cubice cu fețele ,respectiv cu volumul centrat, în variantele „aerate", simple, respectiv „compacte": $c.c$, $cfc.c$, $cvc.c$, avînd adică porii intergranulari de ordinul I, astupați cu granule sferice, avînd exact diametrul δ al porului respectiv, situat în centrul volumului v, al feței f, al muchiei m sau al spațiului tetragonal t al rețelei respective — cu scopul ca prin compararea acestor valori teoretice cu valorile experimentale concrete, stabilite pentru un anumit amestec granular plastic, să se facă o idee despre posibilul aranjament spațial al granulelor reale, și a se studia o eventuală legătură a acestuia cu unele proprietăți ale amestecului.

A rezultat din acest studiu interpretarea valorii raportului $\rho = \dfrac{d_{mi}}{\delta_x}$, unde d_{mi} este diametrul mediu al granulelor clasei i, și δ_x diametrul unor granule accesorii, care apar în amestec ca „impurități", care au ca efect fie înfundarea progresivă a porilor dintre granulele principale, de „rețea", ceea ce se întîmplă pentru valori ale lui ρ mai mici decît 0,22, fie dilatarea acestor pori pentru valori mai mari decît 0,41 — asimilîndu-se în acest scop diametrul mediu al claselor granulometrice cu diametrul — egal — al granulelor-sfere.

Trecînd la aplicațiile practice ale acestui ansamblu de propuneri granulometrice — s-a analizat într-o primă etapă calitatea treptelor granulometrice, la un moment dat uzuale în toată țara, pentru clasarea fracției granulare a amestecului, prin seria de site cu ochiuri de 0,02; 0,06; 0,10; 0,20; 0,30; 0,60; 1,0; 1,5; 3,0 mm — al cărei rezultat este concretizat în tabelele 1 și 2, din care rezultă că această serie de site este corespunzătoare scopului, întrucît diametrele medii (tab. 1) și nici chiar diametrele extreme ale claselor învecinate (tab. 2) nu se înfundă reciproc decît într-o mică măsură sau de loc (clasele *6* și *7*, unde există numai dilatarea-expandarea porilor) — încît utilizarea în turnătorii a unor amestecuri de formare monoclase, obținute practic prin respectarea acestor limite, par sortite a da rezultate bune.

Stabilirea tipului structural spațial teoretic realizat cu aproximație în amestecurile reale se poate face ușor comparînd porozitatea relativă v_{pr} sau compactitatea relativă K_r a amestecurilor reale cu valorile acelorași, parametri, calculate de autor pentru grupările spațiale teoretice în tabelul 3.

Pentru ușurință aceste date teoretice se pot înscrie și pe fișa de calcul granulometric propusă de autor (fig. 1).

Amestecurile de formare sintetice [6] monoclase s-au studiat pe baza claselor granulometrice separate prin ciuruire de laborator din nisipurile naturale de Văleni și de Aghireș, ale căror caracteristici granulometrice, stabilite conform parametrilor definiți mai sus, au fost concentrate în tabelul 4, referitoare la analiza fracției granulare a acestor nisipuri, pentru fiecare clasă în parte. Fiecare din aceste clase granulometrice a servit la prepararea unor amestecuri de formare sintetice monoclase — variate prin varierea adaosurilor de liant: 3,6—7,0—15,0 % (tab. 5).

Principial la fel s-a procedat la stabilirea datelor granulometrice ale amestecurilor biclase bazate pe pregătirea și studierea prealabilă a unei fracții granulare biclase rezultate din similarea nisipurilor de Văleni și Aghireș, cu cîte o singură clasă granulometrică (aceste nisipuri fiind relativ puternic concentrate din punct de vedere granulometric) și alierea celor două nisipuri în proporții variabile între 25; 50; 75 și 100 % (tab. 6), cu fiecare din aceste aliaje confecționîndu-se și studiindu-se cîte o gamă de trei amestecuri cvasibiclase sintetice, obținînd fiecare gamă prin varierea adaosului de liant, ca mai sus (tab. 7).

Nisipurile de Văleni și de Aghireș se deosebesc și prin caracterul mai rotunjit V, respectiv mai colțuros A al granulelor (fig. 2).

Tabelul 1[1]

Valoarea raportului ρ calculată pentru valorile diametrelor medii d_{mi} ale claselor granulometrice : $\rho_m = \dfrac{d_{mi}}{d_{mx}}$, unde $x = i\,;\ i+1\,;\ i+2 \ldots [i+(8-x)]$

Clasa *i*	clasa *i* / d_{mi} / d_{mx}	1 0,02–0,06 0,04	2 0,06–0,10 0,08	3 0,10–0,20 0,15	4 0,20–0,30 0,25	5 0,30–0,60 0,45	6 0,60–1,00 0,80	7 1,00–1,50 1,25	8 1,50–3,00 2,25
1	0,04	1							
2	0,08	|0,50|	1		Aghireş + Văleni				
3	0,15	¦0,23¦	|0,53|	1	(cl.5 + cl.3)				
4	0,25	0,16	¦0,34¦	|0,60|	1				
5	0,45		0,18	¦0,35¦	|0,55|	1			
6	0,80			0,19	¦0,51¦	|0,56|	1		
7	1,25			0,17	0,20	¦0,36¦	|0,54|	1	
8	2,25				0,11	0,20	¦0,35¦	|0,55|	1

Observaţii : Pentru ρ > 0,22 — Efect de înfundare a tuturor porilor la toate structurile. Compactizare. Netezime, plasticitate, rezistenţă.

¦0,22 < ρ < 0,41¦ — Efect mixt, de înfundare parţială şi de dilatare parţială, la toate structurile. Proprietăţi echilibrate.

|0,41 < ρ < 0,60| — Efect de dilatare a tuturor porilor la toate structurile. Permeabilizare. Asperitate. Plasticitate şi rezistenţă medie.

Tabelul 2 [1]

Valoarea raportului ρ calculată pentru diametrele extreme d_i ale claselor granulometrice : $\rho = \dfrac{d_i}{d_x}$, unde $x = i\,;\ i+1\,;\ i+2 \ldots [i+(8-x)]$

Clasa *i*	clasa *i* / d_i / d_x	1 0,02	2 0,05	3 0,10	4 0,20	5 0,30	6 0,60	7 1,0	8 1,5	3,0
1	0,02	1					Aghireş cl.5 + Văleni cl.3			
2	0,06	0,33	1				Predomină înfundarea			
3	0,10	0,20	|0,60|	1						
4	0,20	0,10	¦0,30¦	|0,50|	1				cl.6 + cl.7 expandare exclusivă	
5	0,30		0,20	¦0,33¦	|0,66|	1				
6	0,60		0,10	0,15	¦0,33¦	|0,50|	1			
7	1,0				0,20	¦0,30¦	|0,60|	1		
8	1,5				0,13	0,20	¦0,40¦	|0,55|	1	
	3,0						0,20	¦0,33¦	0,15	1

Observaţii : Pentru ρ < 0,22 — Efect de înfundare a tuturor porilor la toate structurile. Conpactizare. Netezime, plasticitate, rezistenţă.

¦0,22 < ρ < 0,41¦ — Efect mixt de înfundare parţială şi de dilatare parţială la toate structurile. Proprietăţi echilibrate.

|0,41 < ρ < 0,80| — Efect de dilatare a tuturor porilor la toate structurile. Permeabilizare. Asperităţi. Plasticitate şi rezistenţă medie.

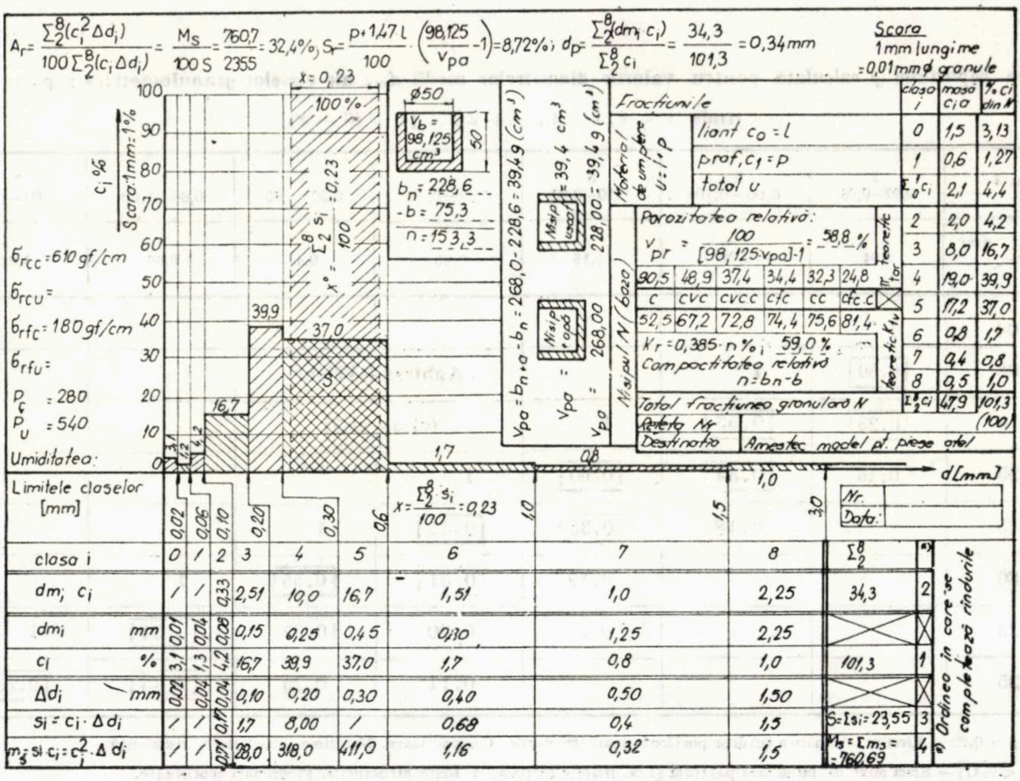

$A_r = \frac{\sum_2^8 (c_i^2 \Delta d_i)}{100 \sum_2^8 (c_i \Delta d_i)} = \frac{M_s}{100\,S} = \frac{760{,}7}{2355} = 32{,}4\%$; $S_r = \frac{p+1{,}47\,l}{100}\cdot\left(\frac{98{,}125}{V_{pa}}-1\right) = 8{,}72\%$; $d_p = \frac{\sum_2^8 (dm_i c_i)}{\sum_2^8 c_i} = \frac{34{,}3}{101{,}3} = 0{,}34\,mm$
Scara 1 mm lungime = 0,01 mm ø granule
$c_i\%$
Scara: 1 mm = 1%
σ_{rcc} = 610 gf/cm
σ_{rcu} =
σ_{rfc} = 180 gf/cm
σ_{rfu} =
P_c = 280
P_u = 540
Umiditatea:
x = 0,23
100%
ø50
V_b = 98,125 cm³
b_n = 228,6
−b = 75,3
n = 153,3
$x^0 = \frac{\sum_2^8 s_i}{100} = 0{,}23$
$V_{pa} = b_n + a - b_n = 268{,}0 - 228{,}6 = 39{,}4\,g\,(cm^3)$
$V_{pa} = 228{,}00 - 39{,}4\,g\,(cm^3)$
Fracţiunile
liant $c_0 = l$
prof, $c_1 = p$
total u
Porozitatea relativă:
$V_{pr} = \frac{100}{[98{,}125 : V_{pa}] - 1} = 58{,}8\%$
90,5 | 48,9 | 37,4 | 34,4 | 32,3 | 24,8
c | cvc | cvcc | cfc | cc | cfc.c
52,5 | 67,2 | 72,8 | 74,4 | 75,6 | 81,4
K_r = 0,385 · n % ; 59,0 %
Compactitatea relativă
n = bn − b
Total fracţiunea granulară N
Rebuta Nr
Destinaţia | Amestec model pt. piese oţel
clasa i | masa $c_i a$ | % c_i din N
0 | 1,5 | 3,13
1 | 0,6 | 1,27
$\Sigma_0^1 c_i$ | 2,1 | 4,4
2 | 2,0 | 4,2
3 | 8,0 | 16,7
4 | 19,0 | 39,9
5 | 17,2 | 37,0
6 | 0,8 | 1,7
7 | 0,4 | 0,8
8 | 0,5 | 1,0
$\Sigma_2^8 c_i$ | 47,9 | 101,3 (100)
39,9
37,0
16,7
1,7
0,8
1,0
d [mm]
Limitele claselor [mm]
0,02 0,06 0,10 0,20 0,30 0,6 1,0 1,5 3,0
$x = \frac{\sum_2^8 s_i}{100} = 0{,}23$
Nr.
Data:
clasa i | 0 | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | 8 | Σ_2^8
dm; c_i | / | / | 0,33 | 2,51 | 10,0 | 16,7 | 1,51 | 1,0 | 2,25 | 34,3 | 2
dmi mm | 0,01 | 0,04 | 0,08 | 0,15 | 0,25 | 0,45 | 0,80 | 1,25 | 2,25
ci % | 3,1 | 1,3 | 4,2 | 16,7 | 39,9 | 37,0 | 1,7 | 0,8 | 1,0 | 101,3 | 1
Δdi mm | 0,02 | 0,04 | 0,04 | 0,10 | 0,20 | 0,30 | 0,40 | 0,50 | 1,50
si = ci · Δdi | / | / | 0,17 | 1,7 | 8,00 | / | 0,68 | 0,4 | 1,5 | S = Σsi = 23,55 | 3
$m_s = s_i c_i = c_i^2 \cdot \Delta d_i$ | / | / | 0,71 | 28,0 | 318,0 | 411,0 | 1,16 | 0,32 | 1,5 | $M_s = \Sigma m_s$ = 760,69 | 4
Ordinea în care se completează rîndurile

Fig. 1. Fișă de calcul

Tabelul 3 [1]

Valorile principalilor parametri geometrici ale structurilor spațiale simple și compacte (de ordinul I), %

Grupa de structuri	Tipul de structuri	Parametrul					
		$\Pi_{tgr-i(c\cdot c)}$	$K_{tg-i(i\cdot c)}$	$\Pi_{tg-i(i\cdot c)}$	$G_{ls-i(i\cdot c)}$	G_{ls}	$A_{t-i(i\cdot c)}$
I	*c*	90,5	52,5	47,5	51,2	0,0	100,0
II	*cvc*	48,9	67,2	32,8	33,2	0,0	100,0
	cvc.c1	47,0	68,0	32,0	32,0	8,7	96,0
III	*cvc.c2*	37,4	72,8	27,2	25,4	7,4	86,0
	cc2	35,0	74,3	25,7	23,9	29,0	56,0
	cfc	34,4	74,4	25,6	23,2	0,0	100,0
	cc1	32,3	75,6	24,4	22,0	30,5	55,0
IV	*cfc.c1*	24,8	81,4	18,6	15,5	8,0	89,0

Observații :

$A_{t-i(i\cdot c)} = \frac{\Sigma c_i^2}{(\Sigma c_i)^2}\cdot 100$ = gradul de concentrare teoretic

$K_{tg-i(i\cdot c)}$ = compactitatea teoretică raportată la gabarit

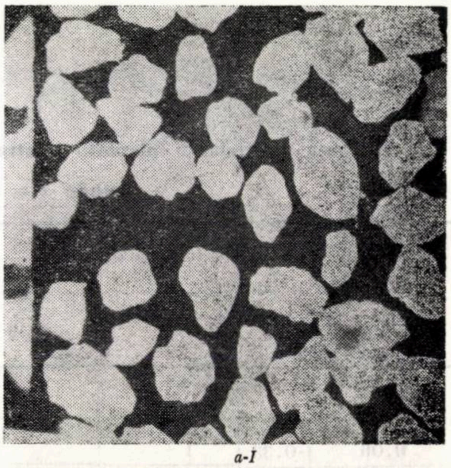
$\Pi_{tgr-i(i\cdot c)}$ = porozitatea teoretică raportată la granule

$\Pi_{tg-i(i\cdot c)}$ = porozitatea teoretică raportată la gabarit

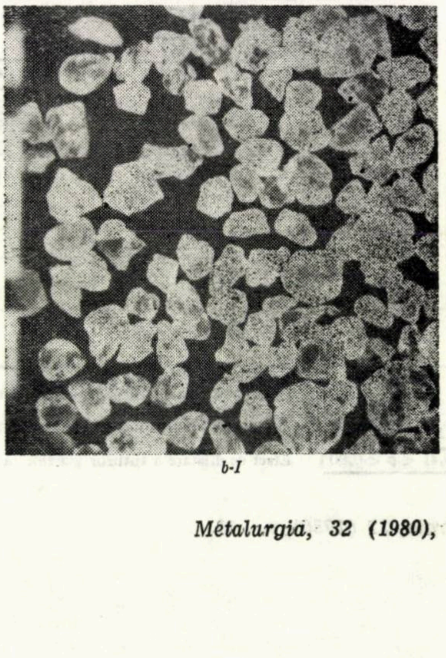
$G_{ls-i(i\cdot c)}$ = greutatea saturantă de liant

$i(i\cdot c)$ = structurile spațiale simple (sau compacte cu variantele c_1 și c_2)

G_s = cantitatea de granule străine saturante – în% din total granule



a-I



b-I

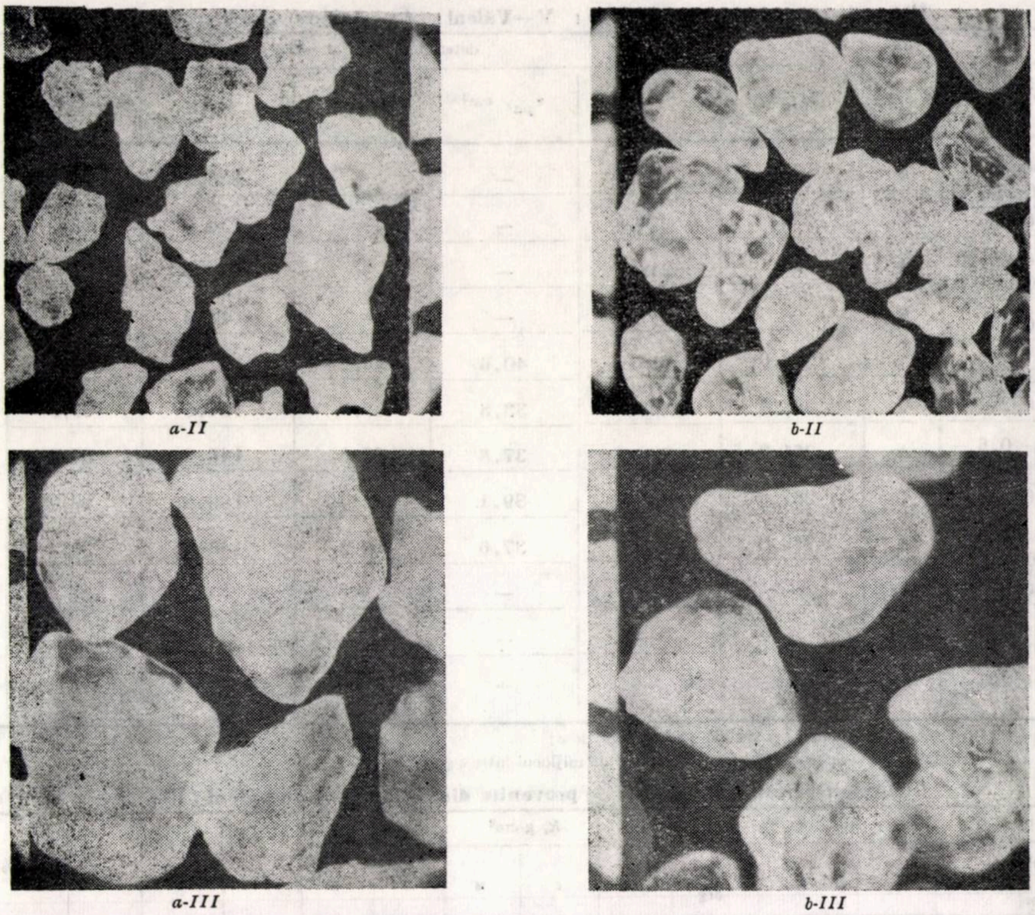


Fig. 2. Macrofotografiile nisipurilor de Aghireș și Văleni ×25: *I* — clasa c_3: $d_3 = 0{,}20 - 0{,}30$ mm (*a* — Aghireș; *b* — Văleni); *II* — clasa c_4: $d_4 = 0{,}30 - 0{,}60$ mm (*a* — Aghireș; *b* — Văleni); *III* — clasa c_5: $d_5 = 0{,}60 - 1{,}0$ mm (*a* — Aghireș; *b* — Văleni)

Rezultatele obținute cu amestecurile sintetice mono- și biclase sînt susceptibile a justifica în mare măsură utilitatea, prin expresivitate și semnificație teoretică și practică, a valorilor concrete ale parametrilor granulometrici definiți mai sus.

Dintre multiplele și variatele *observații* posibile se rețin sub o formă sintetică următoarele:

Referitor la amestecurile monoclase: la nisipurile monoclase de bază ale acestor amestecuri (tab. 4) creșterea diametrului mediu de la o clasă la alta determină creșterea compactității și scăderea porozității nisipului. La amestecurile plastice (prin adăugare de liant) monoclase (în privința nisipului de bază) (tab. 5) se constată că prin creșterea conținutului de liant crește saturarea relativă a porilor nisipului de bază și prin aceasta crește rezistența, scade permeabilitatea, cresc plasticitatea amestecului și netezimea suprafeței formei și a piesei. Forma granulelor are, restul condițiilor fiind egale, o influență puternică: rotunjirea mai mare (asigurînd o mobilitate internă mai mare prin frecări mai mici) conduce la o compactitate și porozitate și uneori și la o rezistență mai mare decît nisipurile cu grăunți ascuțiți, ceea ce se explică probabil prin aceea că în cazul nisipurilor cu grăunți rotunjiți se formează „grăunți de amestec" din grăunți de nisip mai perfect și uniform înveliți cu liant. În ceea ce privește dispoziția spațială probabilă a granulelor din aceste amestecuri se pare că aceasta se apropie într-un mod uniform și destul de inexpresiv de tipul cubic cu volumul centrat.

Referitor la amestecurile biclase: într-o măsură și mai mare decît la cele monoclase, în determinarea efectului final se suprapun influențele unui număr mare de factori care sînt greu de separat între ei. Totuși se poate constata (tab. 7) că față de influența predominantă a gradului de saturare, ascuțimea diagramei, respectiv gradul de concentrare al granulației au o influență sub așteptări, reținîndu-se totuși faptul că scăderea concentrării deprimă permeabilitatea și ridică rezistența. Gradul de saturare influențează puternic creșterea rezistenței și scăderea permeabilității. În rest sînt valabile observațiile de la amestecurile monoclase. Structura spațială a granulelor se apropie inexpresiv de structura cubică cu volum centrat. Prin utilizarea presiunilor ridicate la confecționarea formelor de turnare s-ar putea ca structura spațială a granulelor să sufere totuși modificări mai importante, cu influență asupra proprietăților.

Nisipuri monoclase (proveniențe : *V*—Văleni ; *A* — Aghireș) (fără praf = c_1) *Tabelul 4*[1]

clasa		din	determinări ($b = ct = 75{,}3$ g)						
Nr. crt.	limite / d_{mi}	A / V	b_{nta}, g	b_n, g	v_{pa}, cm³	v_{pr}, %	n, g	K_r, %	tip structural teoretic
1	0,06—0,10 (0,06+66 %) / 0,08	*A*	—	205,4	—	—	130,1	50,0	$<c$
		V	—	214,8	—	—	139,5	53,7	$\underline{c}-cvc$
2	0,10—0,20 (0,10+100 %) / 0,15	*A*	—	212,9	—	—	137,6	53,0	$\underline{c}-cvc$
		V	—	217,7	—	—	142,4	54,9	$\underline{c}-cvc$
3	0,2—0,3 (0,2+50 %) / 0,25	*A*	253,0	212,4	40,6	66,1	137,1	52,8	$\underline{c}-cvc$
		V	263,6	229,8	33,8	52,0	154,5	59,5	c/cvc
4	0,3—0,6 (0,3+100 %) / 0,45	*A*	261,2	223,4	37,8	62,8	148,1	57,0	c/cvc
		V	267,6	228,5	39,1	65,0	153,2	59,0	c/cvc
5	0,6—1,0 (0,6+66 %) / 0,8	*A*	259,0	221,4	37,6	60,2	146,1	56,2	$c-cvc$
		V	—	—	—	—	—	—	—
6	1,0—1,5 (1,0+50 %) / 1,25	*A*	—	—	—	—	—	—	—
		V	—	—	—	—	—	—	—

Observații : $\underline{c}-cvc$ — structura reală între *c* și *cvc* dar mai aproape de *c*;
c/cvc — structura reală între *c* și *cvc* dar mai aproape de mijlocul între *c* și *cvc*.

Amestecuri sintetice monoclase provenite din Aghireș (*A*) sau Văleni (*V*) *Tabelul* 5 [1]

Granulație		Adaosuri, %				*R*, g/cm²		*P*						
clasa c_i	limite / d_{mi}, mm	argilă, %	apă, %	$h = \frac{\text{apă}}{\text{arg}}$	Orig.	*c*	*u*	*c*	*u*	v_{pa}	S_r, %	v_{pr}, %	K_r, %	*n*, g
c_2	0,10—0,20 (0,10+100 %) / 0,15	3,5	4,2	1,2	*A*	260	1 400	150	—	—	—	—	53,0	137,6
					V	380	—	200	—	—	—	—	54,9	143,4
		7,0	6,9	~1,0	*A*	540	3 400	120	—	—	—	—	53,0	137,6
					V	510	4 100	130	—	—	—	—	54,9	142,4
		15,0	11,1	0,74	*A*	900	4 500	100	—	—	—	—	53,0	137,6
					V	740	5 500	110	—	—	—	—	54,9	142,4
c_3	0,2—0,3 (20—50 %) / 0,25	3,5	4,2	1,2	*A*	380	—	275	—	—	7,26	66,1	52,8	137,1
					V	110	—	300	—	—	9,80	52,0	59,5	154,5
		7,0	6,9	~1,0	*A*	410	3 200	200	250	66,1	14,50	66,1	52,8	137,1
					V	340	—	250	260	52,0	19,60	52,0	59,5	154,5
		15,0	11,1	0,71	*A*	700	6 000	150	160	62,8	31,20	66,1	52,8	137,1
					V	740	—	180	200	35,0	42,00	52,0	59,5	154,5
c_4	0,3—0,6 (0,3+100 % / 0,45	3,5	4,2	1,2	*A*	120	—	300	—	60,2	8,18	62,8	57,0	148,1
					*V**	—	—	—	—	—	—	—	—	—
		7,0	6,9	~1,0	*A*	380	1 800	270	—	—	16,4	62,8	57,0	148,1
					*V**	—	—	—	—	—	—	—	—	—
		15,0	11,1	0,74	*A*	620	8 100	110	—	—	35,0	62,8	57,0	148,1
					*V**	—	—	—	—	—	—	—	—	—

Obs. Amestecarea uscată : 2 min ; umedă 5 min [2];
* clasa c_4 lipsește din nisipul Văleni.

Tabelul 6[1]

Amestecuri a două nisipuri naturale spălate: Aghireș (A) și Văleni (V) — fără praf (c_1)

Amestecul $x\%A + y\%V$	Analiza granulometrică c_2	c_3	c_4	c_5	c_6	$d_{p'}$, mm	$A_{r'}$, %	$b_{n+a'}$, g	$b_{n'}$, g	$v_{pa'}$, cm³	$v_{pr'}$, %	n, g	K_{ry}, %	tip structurat
	0,06–0,1	0,1–0,2	0,2–0,3	0,3–0,6	0,6–1,0									
100 %A + 0 %V	0,40	6,00	48,4	44,4	0,40	0,335	45	265,4	227,4	38	63,2	152,1	58,5	c | cvc
75 %A + 25 %V	2,70	14,9	45,25	35,8	0,40	0,303	38	255,5	226,7	38,8	65,7	149,4	57,6	c | cvc
50 %A + 50 %V	5,0	23,8	42,1	27,2	0,40	0,280	33	269,0	234,2	34,8	65,2	156,7	50,3	c | cvc
25 %A + 75 %V	9,80	32,7	39,07	18,60	0,40	0,245	23	269,3	232,5	36,8	59,0	157,2	60,4	c | cvc
0 %A + 100 %V	9,60	41,6	35,8	10,0	0,40	0,213	31	269,2	230,8	38,4	64,8	155,5	59,8	c | cvc

Tabelul 7 [1]

Amestecuri granulare sintetice, evasibiclase, pe baza a două nisipuri naturale: Aghireș (A) și Văleni (V)

Grupa	a, %	H_2O, %	h	d_0, mm	A_r, %	$v_{pa'}$, cm²	S_r, %	$v_{pr'}$, %	K_r, %	tip str.	R, g/cm²		P	
											c	u	c	u
100 %A + 0 %V	5	4,2	0,84	0,335	45	38,0	11,8	63,2	58,5	$c-cvc$	—	—	300	—
	10	6,9	0,69				23,3				300	2800	210	300
	15	10,0	0,67				35				680	3800	130	270
75 %A + 25 %V	5	4,2	0,84	0,303	38	38,8	11,3	65,7	57,6	$c-cvc$	100	—	270	—
	10	6,9	0,69				22,5				290	2700	200	290
	15	10,0	0,67				34				780	8500	110	250
50 %A + 50 %V	5	4,2	0,84	0,280	33	34,8	13,4	65	60,3	$c-cvc$	180	—	170	190
	10	6,9	0,69				27				380	1900	130	170
	15	10,0	0,67				40,2				700	5800	90	110
25 %A + 75 %V	5	4,2	0,84	0,245	23	36,8	12,3	59	60,5	$c-cvc$	240	2200	140	110
	10	6,9	0,69				24,6				540	6600	100	90
	15	10,0	0,67				36,9				780	8700	70	100
0 %A + 100 %V	5	4,2	0,84	0,213	31	38,4	11,5	64,8	59,8	$c-cvc$	180	3000	150	—
	10	6,9	0,69				23,0				480	4600	130	100
	15	10,0	0,67				34,5				820	9800	100	90

Obs.: h = raportul de hidratare al liantului = $\frac{\text{apă, g}}{\text{liant, g}}$

Concluzii

Prin transformarea diagramei granulometrice a unui amestec granular plastic în indici numerici (diametrul predominant, gradul de concentrare (ascuțime) al diagramei) și prin valorile numerice ale indicilor propuși (gradul de saturare relativă a porilor cu material de umplere (praful + liantul), porozitatea relativă și compactitatea relativă a masei granulare) — dintre care în special diametrul, saturarea și compactitatea (porozitatea) la care se adaugă forma granulelor, par a fi factori de influenţă hotărîtori datorită cărora devine posibil să se stabilească o corelaţie cantitativă între valorile acestor indici şi proprietăţile tehnologice şi de utilizare ale amestecurilor granulare plastice în general, care, în cazul particular al materialelor de formare pentru turnătorii se referă la rezistenţa, permeabilitatea, refractaritatea, plasticitatea, netezimea formei şi a pieselor turnate, formarea aderenţelor între metalul turnat şi materialul formei etc., legătură care trebuie studiată prin confruntarea valorilor acestor indici cu performanţele practice ale amestecurilor de formare folosite în industrie.

Graţie indicilor numerici propuşi, în studiul, teoretic şi practic, al amestecurilor granulare plastice, legătura dintre cauză şi efect poate fi exprimată printr-o corelaţie cantitativă nu numai una apreciată calitativ [6], iar pentru compunerea unor noi produse granulare plastice, bine adaptate scopului urmărit, există acum posibilitatea de orientare calitativă şi cantitativă prin intermediul valorilor indicilor granulometrici numerici. Lucrarea în ansamblul ei deschide un nou orizont de înţelegere, de studiu şi de aplicare practică a amestecurilor granulare plastice, în general, nu numai al materialelor de formare pentru turnătorii, ci şi în domeniile materialelor refractare, ceramice, sinterizate, abrazive, mortare, betoane, învelitori asfaltice pentru drumuri etc.

BIBLIOGRAFIE

[1] Wanyorek, C. *Caracterizarea prin indici numerici a structurii fizice şi spaţiale a amestecurilor granulare plastice, cu aplicaţii în producţia de semifabricate pentru construcţia de maşini.* Teză pentru obţinerea titlului de doctor inginer. Braşov, Ed. Institutului politehnic, 1970.

[2] Wanyorek, C. *Caracterizarea granulometrică şi fizică — prin indici geometrici — a amestecurilor de formare şi a altor amestecuri similare.* În : Metalurgia, nr. 9, 1969, p. 467—470.

[3] Wanyorek, C. *Unele consideraţii privind analiza granulometrică a materialelor de formare.* În : Metalurgia, nr. 9, 1970, p. 582—584.

[4] Wanyorek, C. *Încercări asupra pămînturilor de turnătorie.* În : Metalurgia, nr. 8, 1952, p. 15—19.

[5] Wanyorek, C. şi colab. *Studiul amestecurilor sintetice pentru turnătorii.* Bucureşti, I.D.T., 1955, nr. 73, p. 168.

[6] Wanyorek, C. *Teoria modului de lucru ştiinţific şi utilitatea aplicării lui în industrie.* În : Construcţia de Maşini, nr. 12, 1966, p. 731—737 şi nr. 4, 1967, p. 187—192.

◆

DOCUMENTARE

Noutăţi în legătură cu economiile de energie în siderurgia japoneză

În pofida unei producţii mai ridicate de oţel brut, consumul de păcură al siderurgiei japoneze pentru exerciţiul 1979—80 ar trebui să fie inferior cu 9,8% faţă de cel al exerciţiului 1978—79.

Societatea Nippon Steel pare a fi decisă să-şi reducă consumul de păcură, chiar cu preţul măririi cheltuielilor pentru alţi combustibili şi chiar dacă acest lucru ar duce la oprirea instalaţiilor costisitoare legate de utilizarea păcurii. Ea prevede, în timp, ca toate uzinele sale să fie exploatate „fără păcură", pentru a nu mai fi serios afectată de evoluţia situaţiei petroliere mondiale. De pe acum a renunţat la insuflarea de păcură la două furnale relativ mici : furnalul nr. 2 de la Sakai (2 797 m^3) în octombrie 1979 şi furnalul nr. 1 de la Muroran (1 245 m^3) în decembrie 1979. La 10 ianuarie 1980 a fost oprită insuflarea de păcură la furnalul nr. 3 de la Nagoya (3 240 m^3) ; în 1979, insuflarea de păcură la furnalul nr. 3 de la Nagoya a reprezentat o medie de 33 kg/t fontă. În sfîrşit, Nippon Steel şi-a propus pentru perioada februarie-martie a.c. să oprească insuflarea de păcură la furnalul nr. 1 de la Kamaishi (1 150 m^3) şi la furnalul nr. 3 de la Hirohata (1 691 m^3). Consumul mediu de păcură al tuturor furnalelor de la Nippon Steel ar trebui să atingă numai 18 kg/t fontă, deci o scădere de peste 50% în comparaţie cu consumul mediu al anului precedent.

Pe de altă parte, Nippon Steel prevede recircularea gazului de cocserie pentru încălzirea semifabricatelor şi echiparea a patru furnale de dimensiune medie (sub 3 000 m^3) cu turbine funcţionînd pe bază de gaz de furnal ; pînă în prezent, se consideră că instalarea unor asemenea turbine nu era eficace şi rentabilă decît în cazul unor furnale foarte mari ; Nippon Steel a îmbunătăţit procedeul, astfel încît să fie aplicabil la un cost rezonabil, la furnale mai mici. Cele patru furnale care trebuie să fie echipate cu turbine sînt următoarele : nr. 4 de la Muroran (2 290 m^3), nr. 1 şi 2 de la Sakai (2 800 şi 2 797m^3) şi nr. 4 de la Hirohata (2 950 m^3).

Pe de altă parte, Sumitomo ar trebui să dea în funcţiune curînd, la Kashima, o instalaţie experimentală de gazificare a cărbunelui, care va consuma 60 t/zi cărbune, pentru a produce 144 000 m^3 gaz. În cazul unor rezultate satisfăcătoare, Sumitomo va construi, în 1985, o instalaţie cu un consum de cărbune de 1 500 t/zi, ceea ce ar trebui să-i permită acoperirea cvasitotalităţii cerinţelor de energie ale uzinei de la Kashima

(În : *Revue de Métallurgie — C.I.T., Franţa, nr. 3, 1980, p. 29 E*)

O nouă uzină siderurgică în Venezuela

Guvernul venezuelan şi-a dat acordul oficial pentru realizarea proiectului unei noi uzine siderurgice la Zulia, însă demararea diferitelor faze este întîrziată. Prima etapă, care prevede o capacitate de producţie de 1,1 mil.t anual produse laminate, trebuie să fie încheiată în 1984 (în loc de 1982), iar celelalte etape destinate a mări capacitatea pînă la 4,5 mil.t anual nu vor fi terminate decît în ultimii ani ai deceniului 1990 — 2000. Capitalul ar fi deţinut astfel : 20% Fondul de investiţii al Venezuelei, 40% Corpozulia — societate de stat pentru dezvoltarea regiunii Zulia, şi 40% un partener străin încă nestabilit.

(În : *Revue de Métallurgie—C.I.T. Franţa, nr. 3, 1980, p. 276*)

◆

Dr. doc. ing. D. Raşeev, ing. Gh. Zecheru
şi dr. ing. M. Marcu
Institutul de petrol şi gaze — Ploieşti

Cercetări privind tratamentul termic final al pieselor turnate din oţeluri slab aliate, utilizate la instalaţiile de foraj funcţionînd la temperaturi scăzute

CZ : 621.785 : 669.14.018.41

Necesitatea asigurării competitivităţii pe piaţa mondială a utilajului petrolier românesc a adus în discuţie şi problema realizării unor instalaţii de foraj cu performanţe ridicate în condiţiile exploatării în zone geografice cu climat de temperaturi scăzute (pînă la —60°C). În acest context general, un aspect primordial ce s-a impus a fi rezolvat l-a constituit asigurarea caracteristicilor corespunzătoare de rezistenţă şi tenacitate la temperaturi scăzute (pînă la —60°C) a pieselor turnate din oţel, componente ale acestor instalaţii.

Realizarea unor caracteristici corespunzătoare de rezistenţă şi tenacitate la temperaturi scăzute, în cazul oţelurilor turnate în piese, necesită respectarea anumitor condiţii privind : compoziţia chimică şi structura oţelurilor, procedeele de elaborare a oţelurilor şi turnarea pieselor, configuraţia dimensiunile şi caracterul solicitării mecanice a pieselor [1]—[7]. Respectarea integrală a acestor condiţii implică depăşirea unor dificultăţi de ordin tehnologic şi material care afectează substanţial, uneori inadmisibil, nivelul cheltuielilor de fabricaţie.

Ţinînd seamă de aspectele expuse anterior, autorii prezentei lucrări s-au preocupat de precizarea condiţiilor în care se poate extinde utilizarea la temperaturi scăzute a oţelurilor slab aliate folosite în prezent pentru realizarea majorităţii pieselor turnate ale instalaţiilor de foraj lucrînd la temperaturi normale. Obiectivul principal al cercetărilor întreprinse a fost stabilirea condiţiilor tehnologice ce trebuie respectate la tratamentul termic final al pieselor turnate din aceste oţeluri, astfel încît, folosindu-se tehnologiile existente de elaborare, turnare şi tratament termic primar, să se obţină comportări corespunzătoare în timpul exploatării lor la temperaturi scăzute.

Influenţa caracteristicilor metalurgice asupra tenacităţii la temperaturi scăzute a pieselor turnate din oţeluri slab aliate

Caracteristicile metalurgice ce influenţează predominant comportarea la temperaturi scăzute a oţelurilor slab aliate turnate în piese sînt : compoziţia chimică, natura şi cantitatea incluziunilor nemetalice, mărimea granulaţiei austenitice, călibilitatea şi microstructura.

Influenţa compoziţiei chimice. Conţinutul de carbon al oţelurilor turnate influenţează puternic variaţia caracteristicilor lor de tenacitate cu temperatura. Astfel, o creştere a conţinutului de carbon de la 0,11 la 0,67 % măreşte temperatura de tranziţie a rezilienţei de la —75°C la aproximativ +55°C, micşorează energia de rupere de nivel ductil de la 33,6 la 6,6 daj şi măreşte domeniul de bimodalitate al curbelor de variaţie a rezilienţei cu temperatura de la 0°C la aproximativ 100°C [1]—[3].

În acest context, pentru obţinerea unor caracteristici corespunzătoare de rezilienţă şi tenacitate la temperaturi scăzute a oţelurilor turnate, se recomandă menţinerea conţinutului de carbon în limitele 0,15...0,3 %.

Manganul, ca oligoelement în oţelurile turnate, micşorează tenacitatea la temperaturi scăzute şi măreşte temperatura de tranziţie [1], [3], aceste influenţe negative accentuîndu-se cu cît conţinutul de carbon este mai ridicat. Ca element de aliere, manganul are un efect favorabil asupra comportării la temperaturi scăzute a oţelurilor turnate. Astfel, în lucrările [2], [10] se apreciază că adaosuri de 1,6...2,0 % mangan coboară temperatura de tranziţie a oţelului cu aproximativ 50°C şi măreşte energia de rupere de nivel ductil (în special la oţelurile călite şi revenite).

Deoarece influenţa favorabilă a alierii cu mangan este diminuată de celelalte componente ale oţelului (în special de carbon) se recomandă păstrarea raportului Mn :C în limitele 3...7, [4].

Siliciul, ca oligoelement sau ca element de aliere, influenţează negativ tenacitatea la temperaturi scăzute a oţelurilor turnate. Din acest motiv se recomandă limitarea conţinutului de siliciu la 0,45...0,55 %, [1]—[5].

Prezenţa sulfului în oţelurile turnate măreşte fragilitatea acestora. Efectul fragilizant produs de sulf este determinat în special de forma incluziunilor în care se află legat (cele mai nocive fiind incluziunile dispuse în şiruri intergranulare) şi este accentuat de creşterea conţinutului de carbon al oţelului, care diminuează solubilitatea acestui element în soluţiile solide şi favorizează formarea sulfurilor [1], [3], [4], [6]. Pentru reducerea efectelor negative ale sulfului asupra comportării la temperaturi scăzute a oţelurilor turnate în piese se recomandă limitarea conţinutului de S la aproximativ 0,03 %

şi menţinerea unui raport ridicat Mn:S (de preferat mai mare ca 30) [1], [3].

Prezenţa fosforului în oţelurile turnate afectează substanţial proprietăţile de tenacitate ale acestora (de ex. pentru o creştere cu 0,01% a conţinutului de fosfor temperatura de tranziţie creşte cu aproximativ 7°C) [2]. Influenţa negativă a fosforului este accentuată de creşterea conţinuturilor de carbon şi azot ale oţelului turnat [3]. Pentru reducerea acestor influenţe nefavorabile se recomadă: menţinerea conţinutului de fosfor sub 0,03...0,04% în oţelurile carbon turnate şi sub 0,015% în oţelurile aliate turnate, menţinerea conţinutului de azot sub 0,012...0,015% şi a conţinutului de carbon sub 0,25% [1]—[4], [11].

În scopul limitării conţinuturilor de sulf şi fosfor la valorile necesare obţinerii unor bune proprietăţi de tenacitate la temperaturi scăzute se recomandă elaborarea oţelurilor pentru instalaţii de foraj prin procedeul bazic, în cuptoare electrice cu inducţie sau cu arc, fiind contraindicată folosirea cuptoarelor Martin şi interzisă utilizarea convertizoarelor.

Influenţe deosebit de importante asupra tenacităţii la temperaturi scăzute a oţelurilor turnate exercită elementele de aliere [1]—[3], [10], [13]. Pentru obţinerea unor caracteristici corespunzătoare de rezistenţă şi tenacitate la temperaturi scăzute se recomandă utilizarea oţelurilor aliate cu 0,5...3,5% nichel, 0,8...1,5% crom, 0,9...2,0% mangan şi 0,15...0,25% molibden [1], [2], [10], [13].

Influenţa incluziunilor nemetalice. Prezenţa incluziunilor nemetalice şi a microporozităţilor afectează substanţial tenacitatea la temperaturi scăzute a oţelurilor turnate în piese. Pentru reducerea acestor influenţe negative se recomandă utilizarea de procedee moderne ca: dezoxidarea cu feroaliaje care conţin elemente volatile, folosirea atmosferelor protectoare de argon sau tetraclorură de carbon şi barbotarea cu argon la turnarea oţelului, utilizarea zgurelor sintetice în oalele de turnare, retopirea sub zgură sau tratarea sub vid a oţelului [7], [14], [15]. Aceste metode conduc la micşorarea cantităţii de incluziuni nemetalice, obţinerea unor tipuri de incluziuni cu influenţă mai puţin nocivă asupra tenacităţii (incluziuni de tip globular, uniform repartizate în masa oţelului, în locul incluziunilor peliculare intergranulare) şi reducerea cantităţii de incluziuni gazoase.

Influenţa microstructurii, a mărimii granulaţiei austenitice şi a călibilităţii. Caracteristicile structurale influenţează ca un factor de primă importanţă comportarea la temperaturi scăzute a pieselor turnate din oţel. Realizarea microstructurilor cu bună tenacitate la temperaturi scăzute şi eliminarea neajunsurilor structurilor primare de turnare (segregaţie dendritică, structură Widmanstätten, granulaţie grosolană etc.) este posibilă prin aplicarea tratamentelor termice adecvate.

În lucrarea [7] se arată că aplicarea tratamentului termic de recoacere de omogenizare, ca tratament termic primar pentru piesele turnate, elimină segregaţia dendritică a tuturor componentelor oţelului (inclusiv a elementelor de aliere cu indici mari de segregare, cum ar fi Ni, Cr, Mo, Mn, V) dacă se realizează la temperaturi de 1000...1200°C, cu menţineri de aproximativ 100 h. Deoarece aplicarea tratamentului de omogenizare în aceste condiţii este neeconomică, iar efectele produse în ceea ce priveşte caracteristicile de rezistenţă şi tenacitate sînt diminuate de creşterea intensă a granulaţiei austenitice, se recomandă [7] realizarea acestui tratament la 1000...1050°C, cu menţinerea de 4...10 h, urmat de un tratament termic de recoacere completă sau normalizare pentru finisarea granulaţiei.

Structura care conferă oţelurilor turnate cele mai bune proprietăţi de rezistenţă şi tenacitate s-a dovedit a fi sorbita de revenire, obţinută în urma aplicării tratamentului termic de îmbunătăţire [4], [6], [8], [9]. Efectul pozitiv al aplicării tratamentului termic de îmbunătăţire, ca tratament termic final al pieselor turnate din oţel, este mai accentuat la oţelurile calmate cu siliciu şi aluminiu, prezentînd granulaţii austenitice caracterizate prin punctaje mai mari ca 8 (STAS 5490—71) şi avînd caracteristici bune de călibilitate [4], [8], [19], [20].

Structuri cu bune caracteristici de rezistenţă şi tenacitate la temperaturi scăzute se obţin şi prin aplicarea de tratamente termice finale ca: normalizarea (structuri perlitice fine) sau călirea izotermă (structuri bainitice inferioare) [4], [8].

O metodă modernă de realizare a unor structuri corespunzătoare pentru piesele turnate din oţel funcţionînd la temperaturi scăzute constă în intercalarea de tratamente intercritice între ciclurile de călire şi revenire sau de normalizare şi revenire, aplicate ca tratamente termice finale ale acestor tipuri de piese [21]. Prin acest procedeu se obţin structuri cu grad mare de finisare şi cu matrice plastice de tip feritic care prezintă tenacităţi ridicate la temperaturi scăzute. Cele mai bune rezultate se obţin în cazul aplicării acestor tratamente la oţeluri cu conţinuturi de carbon sub 0,25%, slab aliate cu mangan (1,2...1,5%), crom (0,15...0,25%), molibden (0,4...0,5%), nichel (0,4...0,6%) şi vanadiu (0,05...0,08%) şi avînd componentele nocive limitate corespunzător (siliciu sub 0,3%, sulf şi fosfor sub 0,02%) [24].

Cercetări privind influenţa tratamentului termic final asupra comportării la temperaturi scăzute a pieselor turnate din oţeluri slab aliate, componente ale instalaţiilor de foraj

Cercetările întreprinse de autori au vizat oţelurile slab aliate turnate T35MoCrNi08, T35Mn14 (STAS 1773–76) şi T22MoCrNi12, folosite în prezent pentru realizarea majorităţii pieselor turnate ale instalaţiilor de foraj lucrînd la temperaturi normale.

Experimentările aferente cercetărilor efectuate s-au realizat pe epruvete prelevate din probe de tip treflă (STAS 1773–76) sau din probe în trepte, avînd forma şi dimensiunile precizate în figura 1. Compoziţiile chimice ale şarjelor din care s-au turnat probele sînt redate în tabelul 1.

Condiţiile de elaborare şi turnare a oţelurilor cercetate satisfac principalele recomandări privind obţinerea unor caracteristici corespunzătoare de tenacitate la temperaturi scăzute:

— Elaborarea s-a realizat în cuptoare electrice cu arc folosind procedeul bazic, asigurîndu-se conţinuturi de sulf şi fosfor sub 0,02... 0,025%.

— Dezoxidarea s-a realizat atît în cuptor (folosind feroaliaje), cît şi în oala de turnare (folosind aluminiu).

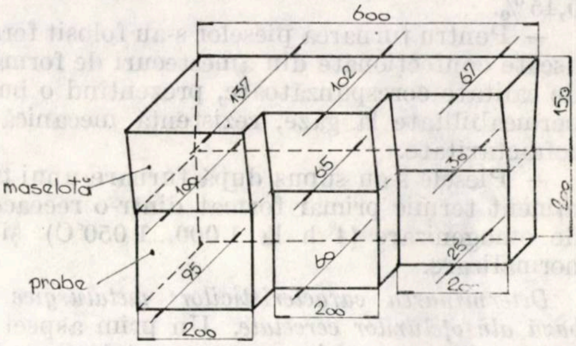


Fig. 1. Probă din oţel turnat folosită pentru prelevarea epruvetelor necesare la încercări

— Materia primă folosită la elaborarea a fost formată cu precădere din deşeuri de oţel de calitate superioară sortate corespunzător.

Tabelul 1

Marca oţelului	Şarja	Compoziţia chimică, %							
		C	Si	Mn	S	P	Cr	Ni	Mo
T35MoCrNi08	1	0,34	0,30	0,65	0,019	0,021	0,53	0,70	0,23
	2	0,31	0,34	0,65	0,017	0,020	0,74	0,73	0,24
	3	0,35	0,35	0,70	0,023	0,024	0,92	0,85	0,24
	4	0,34	0,31	0,68	0,019	0,013	0,73	0,76	0,21
	5	0,32	0,36	0,60	0,019	0,021	0,66	0,80	0,23
	STAS 1773–76	0,30... 0,40	max. 0,45	0,50... 0,80	max.0,03	max.0,03	0,60... 1,0	0,60... 1,0	0,15... 0,20
T35Mn14	1	0,32	0,25	1,28	0,012	0,022	—	—	—
	2	0,35	0,45	1,24	0,012	0,026	—	—	—
	3	0,34	0,37	1,35	0,015	0,025	—	—	—
	4	0,32	0,32	1,27	0,016	0,011	—	—	—
	STAS 1773–76	0,30... 0,40	0,20... 0,45	1,2...1,6	max.0,04	max.0,04	max.0,3	max.0,3	—
T22MoCrNi12	1	0,20	0,36	0,70	0,017	0,017	0,70	1,25	0,24
	2	0,19	0,27	0,65	0,015	0,017	0,64	1,10	0,24
	3	0,18	0,40	0,50	0,022	0,029	0,42	1,00	0,16
	4	0,20	0,40	0,61	0,017	0,019	0,53	1,30	0,16
		0,17... 0,24	0,20... 0,40	0,50... 0,80	max.0,03	max.0,03	0,40... 0,70	1,0...1,4	0,15.... 0,25

— Materiile prime şi materialele folosite s-au dozat corespunzător şi procesul de elaborare a fost bine condus, realizîndu-se raporturile necesare între componentele oţelurilor (Mn :C cuprins între 2 şi 4, Mn :S cuprins între 35 şi 70) şi limitîndu-se conţinutul de siliciu la 0,4... 0,45 %.

— Pentru turnarea pieselor s-au folosit forme uscate confecţionate din amestecuri de formare de calitate corespunzătoare, prezentînd o bună permeabilitate la gaze, rezistenţă mecanică şi refractaritate.

— Piesele s-au supus după turnare unui tratament termic primar format dintr-o recoacere de omogenizare (4 h la 1 000...1 050°C) şi o normalizare.

Determinarea caracteristicilor metalurgice de bază ale oţelurilor cercetate. Un prim aspect al cercetărilor întreprinse asupra oţelurilor slab aliate turnate T35MoCrNi08, T35Mn14 şi T 22MoCrNi 12 a constat în determinarea caracteristicilor metalurgice de bază.

În scopul determinării cantităţii şi tipurilor de incluziuni nemetalice, conţinute în oţelurile cercetate, s-au prelevat eşantioane din diferite zone ale probelor turnate în trepte (fig. 1). Modul de pregătire a eşantioanelor şi de efectuare a determinărilor a fost cel prescris în STAS 5949–65.

Puritatea oţelurilor exprimată prin suma maximă a punctajelor diferitelor tipuri de incluziuni în acelaşi cîmp (STAS 5949–65) a fost cuprinsă între 4,0 şi 4,5. Tipurile de incluziuni evidenţiate cu precădere pe eşantioanele examinate au fost oxizii (liniari şi punctiformi) şi silicaţii (în general cu formă globulară).

În scopul determinării punctajelor granulaţiei austenitice pentru oţelurile cercetate s-au prelevat eşantioane din diferite zone ale probelor turnate în trepte (fig. 1). Granulaţia austenitică a fost stabilită folosind metodologia indicată în STAS 5490–71, punerea în evidenţă a mărimii grăunţilor de austenită fiind realizată prin metoda oxidării (temperatura de încălzire a eşantioanelor 900°C).

În urma efectuării acestor determinări s-au obţinut punctaje ale granulaţiei austenitice cuprinse în intervalul $N_m = 7...9$, STAS 5490–71, pentru toate oţelurile supuse cercetării.

Pentru determinarea caracteristicilor de călibilitate ale oţelurilor cercetate s-a utilizat metoda clasică a răcirii frontale, STAS 4930–66. Pentru fiecare oţel s-au făcut determinări pe 10...15 epruvete prelevate din probele turnate în trepte (din diferite şarje de oţel, tab. 1).

Benzile de călibilitate ale celor trei oţeluri cercetate, obţinute în urma experimentărilor efectuate, sînt prezentate în figurile 2, 3 şi 4. Valorile medii ale indicilor de călibilitate, rezultate pe această bază, au fost : pentru oţelul T35MoCrNi08 – J43/18(57), pentru oţelul T35Mn14 — J43/11 (54), iar pentru oţelul T22MoCrNi12–J36/25(50).

Pentru determinarea punctelor critice de transformare ale oţelurilor studiate s-a folosit metoda dilatometrică. Epruvetele folosite la aceste determinări au fost prelevate din probele turnate şi apoi supuse la încălzire şi răcire cu viteza de 5°C/min pe un dilatometru diferenţial tip Ulbricht Banart Weiss — R.D.G., în scopul înregistrării curbelor dilatometrice. Folosind aceste curbe s-au determinat punctele critice de transformare la încălzire şi răcire ale oţelurilor cercetate, redate în tabelul 2.

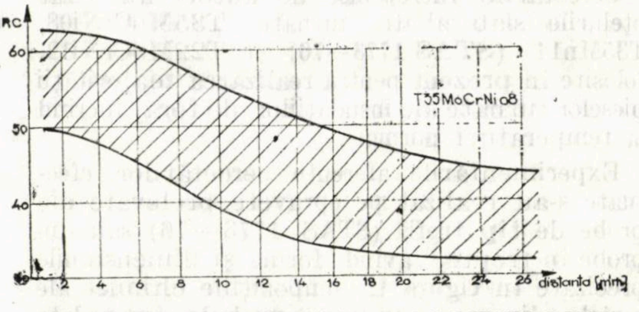


Fig. 2. Banda de călibilitate a oţelului T35MoCrNi08

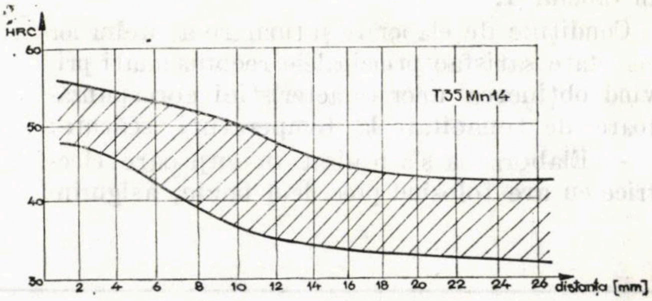


Fig. 3. Banda de călibilitate a oţelului T35Mn14

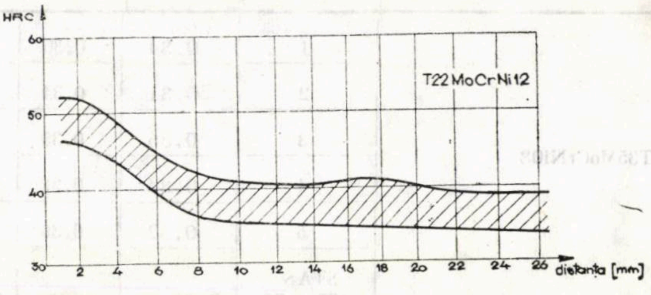


Fig. 4. Banda de călibilitate a oţelului T22MoCrNi12

Variante propuse pentru tratamentul termic final al pieselor turnate din oţelurile cercetate şi structuri obţinute prin aplicarea acestora. Aşa cum s-a arătat anterior, piesele turnate din oţelurile cercetate se supun (după detaşarea maselotelor) unui tratament termic primar, constînd dintr-o recoacere de omogenizare (4 h la 1 000...1 050°C) şi o normalizare. Acestui tratament termic primar au fost supuse şi probele turnate folosite la cercetări. Structurile oţelurilor după aplicarea tratamentului termic primar

Tabelul 2

Marca oţelului	Şarja	Temperatura punctelor critice [°C]			
		A_{c_1}	A_{c_3}	A_{r_3}	A_{r_1}
T35MoCrNi08	1	742	810	740	650
	2	738	820	725	650
	3	742	795	715	655
	4	740	810	735	650
	5	742	825	740	645
T35Mn14	1	730	795	705	605
	2	735	810	700	620
	3	730	795	685	600
	4	725	795	695	610
T22MoCrNi12	1	750	850	745	660
	2	745	835	750	660
	3	750	850	750	655
	4	750	830	755	645

sînt de tip feritoperlitic (fig. 5), necorespunzătoare pentru realizarea unor caracteristici bune de tenacitate la temperaturi scăzute.

Pentru obţinerea unor comportări corespunzătoare ale pieselor turnate la temperaturi scăzute este necesar să se aplice tratamente termice finale, prin care să se obţină structuri apropiate de echilibru, bine detensionate, cu grad mare de dispersie a fazelor, cu constituenţii de bază plastici şi carburile parţial globulizate.

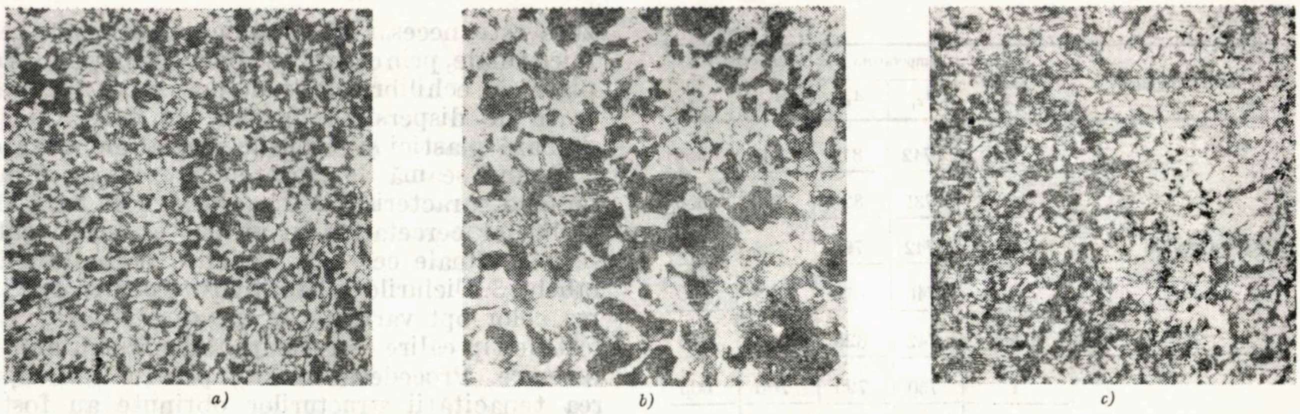
Ţinînd seamă de aspectele prezentate şi cunoscînd caracteristicile metalurgice de bază ale oţelurilor cercetate, s-au propus ca tratamente termice finale cele opt variante prezentate în tabelul 3. Ciclurile de bază folosite pentru definirea celor opt variante de tratament termic au fost de tip călire + revenire sau normalizare + revenire. Procedeele folosite pentru influenţarea tenacităţii structurilor obţinute au fost: modificarea temperaturii de revenire în ciclul de bază utilizat şi intercalarea în ciclul de bază a tratamentelor intercritice.

Cele opt variante de tratament termic final au fost aplicate probelor turnate în trepte din oţelurile cercetate, la parametrii prezentaţi în tabelul 3. După tratament s-au efectuat măsurători de duritate şi determinări de microstructură (eşantioane prelevate din zonele de la suprafaţa probelor tratate).

Pentru toate oţelurile cercetate, aplicarea tratamentelor termice avînd ca ciclu de bază normalizarea + revenirea (variantele 1...4) a condus la obţinerea unor structuri ferito-perlitice cu durităţi mai scăzute (*HB* 170...200), în cazul utilizării revenirilor la 680°C (variantele 2 şi 4), faţă de cazul utilizării revenirilor la

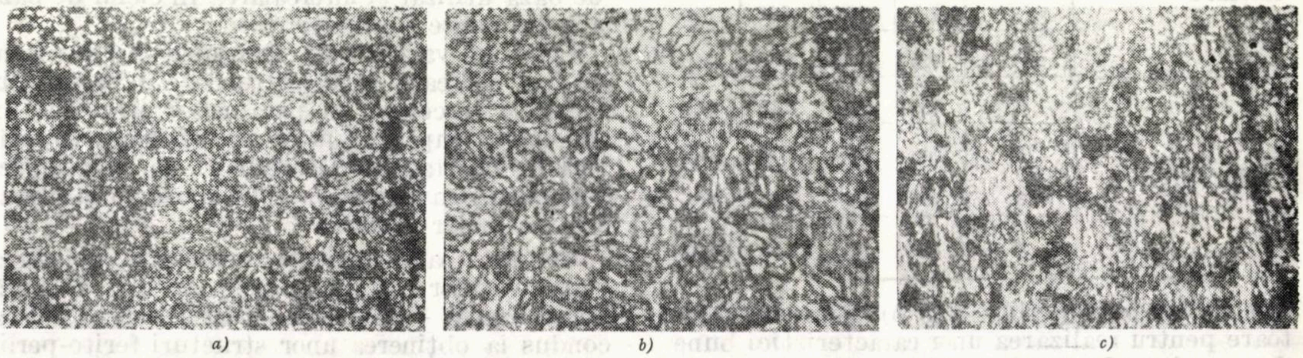
Tabelul 3

Marca oţelului	Varianta de tratament termic	Regimurile tratamentelor termice									
		Călire		Normalizare		Tratament intercritic			Revenire		
		Temp. încălzire, °C	Mediu răcire	Temp. încălzire, °C	Mediu răcire	Temp. încălzire, °C	Timp menţinere, h	Mediu răcire	Temp. încălzire, °C	Timp menţinere, h	Mediu răcire
T35MoCrNi08 T35Mn14	1	—	—	850	aer	—	—	—	450	2	aer
	2	—	—	850	aer	—	—	—	680	2	aer
	3	—	—	850	aer	750	5	aer	450	2	aer
	4	—	—	850	aer	750	5	aer	680	2	aer
	5	850	ulei	—	—	—	—	—	450	2	aer
	6	850	ulei	—	—	—	—	—	680	2	aer
	7	850	ulei	—	—	750	5	aer	450	2	aer
	8	850	ulei	—	—	750	5	aer	680	2	aer
T22MoCrNi12	1	—	—	875	aer	—	—	—	450	2	aer
	2	—	—	875	aer	—	—	—	680	2	aer
	3	—	—	875	aer	760	5	aer	450	2	aer
	4	—	—	875	aer	760	5	aer	680	2	aer
	5	875	ulei	—	—	—	—	—	450	2	aer
	6	875	ulei	—	—	—	—	—	680	2	aer
	7	875	ulei	—	—	760	5	aer	450	2	aer
	8	875	ulei	—	—	760	5	aer	680	2	aer



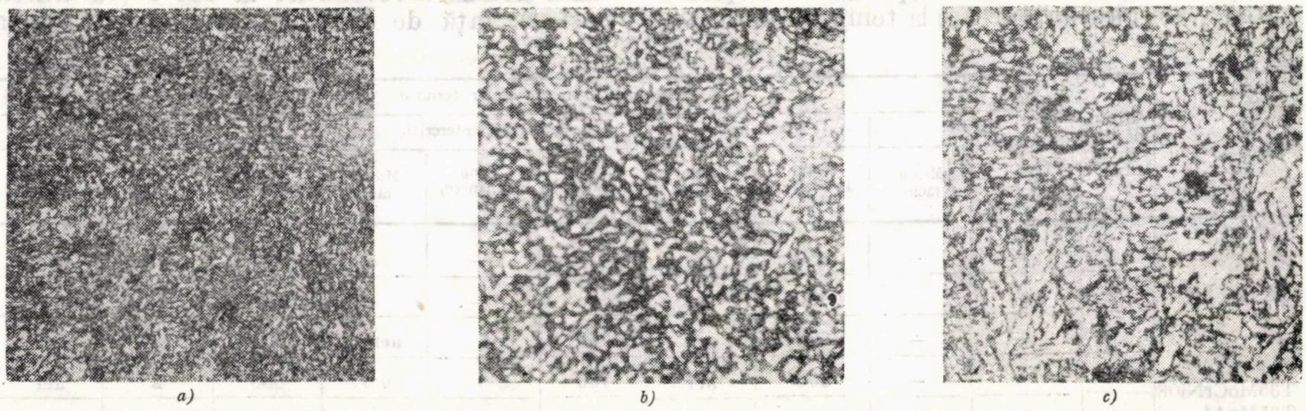
a) b) c)

Fig. 5. Microstructura după tratamentul termic primar: *a* — oțel T35MoCrNi08, ×200; *b* — oțel T35Mn14, ×160; *c* — oțel T22MoCrNi12, ×400



a) b) c)

Fig. 6. Microstructura după tratamentul termic final de călire în ulei + revenire la 680°C (varianta 6): *a* — oțel T35MoCrNi08, ×300; *b* — oțel T35Mn14, ×1 000; *c* — oțel T22MoCrNi12, ×1 000



a) b) c)

Fig. 7. Microstructura după tratamentul termic final de călire + tratament intercritic + revenire la 680°C (varianta 8): *a* — oțel T35MoCrNi08, ×300; *b* — oțel T35Mn14, ×1 000; *c* — oțel T22MoCrNi12, ×1 000

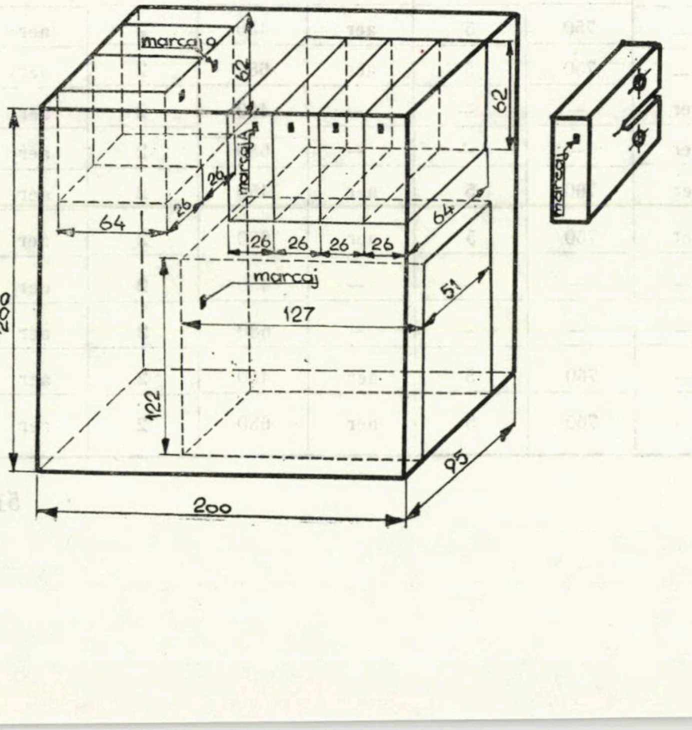

marcaj
62
62
marcaj
26
26
64
64
26
26
26
26
marcaj
51
127
200
122
95
200
marcaj

Fig. 8. Modul de prelevare din probele turnate în trepte a epruvetelor pentru determinarea tenacității la rupere prin metoda K_{1c}

450°C (variantele 1 şi 3, *HB* 220...250) şi cu fineţe mai accentuată în cazul intercalării tratamentelor intercritice (variantele 3 şi 4). Structurile obţinute prin aplicarea acestor tratamente sînt în general necorespunzătoare obţinerii unor bune caracteristici de rezistenţă şi tenacitate la temperaturi scăzute.

Aplicarea variantelor de tratament termic final, avînd ca ciclu de bază călirea+revenirea (variantele 5...8), a condus la obţinerea unor structuri mult mai favorabile realizării unor caracteristici corespunzătoare de rezistenţă şi tenacitate la temperaturi scăzute. Dacă în cazul aplicării variantei 5 acest lucru a fost mai puţin evident (structuri martensitice sau bainitice parţial globulizate, *HB* 300...360 pentru oţelurile T35MoCrNi08 şi T35Mn14 şi *HB* 240...270 pentru oţelul T22MoCrNi12), în cazul aplicării celorlalte variante a apărut cu pregnanţă. Astfel, în cazul aplicării variantei 6 de tratament termic (călire în ulei + revenire la 680°C) s-au obţinut structuri sorbitice de revenire la oţelurile T35MoCrNi12 (fig. 6, *a*) şi T35Mn14 (fig. 6, *b*) şi structuri bainitice cu grad mare de dispersie la oţelul T22MoCrNi12 (fig. 6, *c*). Durităţile obţinute s-au situat pentru toate oţelurile cercetate între 180 şi 200 *HB*. Structuri de acelaşi tip, dar cu fineţe mai mare, s-au obţinut şi în cazul aplicării variantelor de tratament termic 7 şi 8, cu precizarea că valori mai reduse ale durităţii s-au obţinut în varianta 8 (170...200 *HB*, faţă de 180...230 *HB* în varianta 7). Din acest motiv s-a considerat că aplicarea variantei 8 este mai favorabilă decît varianta 7, pentru realizarea de caracteristici ridicate de tenacitate la temperaturi scăzute. Microstructurile obţinute prin aplicarea variantei 8 de tratament termic sînt prezentate în figura 7, *a* (oţelul T35MoCrNi08), în figura 7, *b* (oţelul T35Mn14) şi în figura 7, *c* (oţelul T22MoCrNi12).

În urma realizării acestei etape de cercetare a rezultat că structurile cele mai favorabile realizării unor caracteristici corespunzătoare de rezistenţă şi tenacitate la temperaturi scăzute sînt conferite de aplicarea variantelor 6 (călire în ulei + revenire la 680°C) sau 8 (călire în ulei+ tratament intercritic + revenire la 680°C) de tratament termic final.

Caracteristici mecanice şi de tenacitate obţinute prin aplicarea variantelor propuse pentru tratamentul termic final al pieselor turnate din oţelurile cercetate. În scopul stabilirii unor date cantitative privind influenţa tratamentelor termice finale propuse, asupra caracteristicilor mecanice şi de tenacitate ale oţelurilor cercetate, s-au efectuat încercări mecanice. Încercările s-au realizat pe epruvete prelevate din probele turnate (fig. 1), tratate termic primar conform tehnologiei prezentate şi supuse apoi uneia din variantele propuse de tratament termic final.

Într-o primă etapă de experimentări s-au efectuat încercări la tracţiune şi încercări de încovoiere prin şoc pe epruvete cu crestătură în V [16]–[18]. Epruvetele folosite au fost prelevate din treapta cu grosimea de 25 mm a probelor turnate. Încercările au fost efectuate atît la temperatura ambiantă, cît şi la temperaturi scăzute (pînă la –60°C), respectînd metodologia de lucru indicată în STAS 200–75 (pentru încercările la tracţiune), în STAS 7511–73 şi STAS 6833–70 (pentru încercările de încovoiere prin şoc).

Pe baza acestor încercări s-au determinat principalele caracteristici mecanice la tracţiune (R_m, $R_{p0,2}$, A_5), energiile de rupere (KV) şi temperaturile de tranziţie ale energiei de rupere (T_{KV28}– temperatura minimă la care energia de rupere depăşeşte 28J), pentru toate oţelurile turnate cercetate şi variantele de tratament termic final propuse. Rezultatele obţinute sînt prezentate în tabelul 4.

Analizînd datele expuse în tabelul 4 rezultă că varianta 6 de tratament termic final (călire + revenire la 680°C) conduce la cele mai bune caracteristici de rezistenţă mecanică şi tenacitate la temperaturi scăzute, pentru toate oţelurile cercetate. Intercalarea tratamentului intercritic în ciclul de bază reprezentat de varianta 6 (varianta 8) conduce la un spor de tenacitate (exprimat prin valori mai ridicate ale energiei de rupere KV) numai în cazul oţelului T22MoCrNi08.

Cunoscînd că piesele turnate din oţelurile cercetate, ce intră în componenţa instalaţiilor de foraj, au în general grosimi mari (în medie 50...100 mm) şi pot prezenta defecte de acuitate maximă (de tip fisură), a rezultat necesitatea verificării tenacităţii la rupere a oţelurilor cercetate prin metodele mecanicii ruperii. În acest scop s-au folosit epruvete de tracţiune avînd crestături cu front unghiular şi fisuri în prelungire, propagate în prealabil prin solicitări repetate, de tip CT 25 şi CT 50, STAS 9760–74. Epruvetele au fost prelevate din treapta cu grosimea 95 a probelor turnate, aşa cum se indică în figura 8. Probele turnate din care s-au extras aceste epruvete au fost supuse în prealabil variantei 6 de tratament termic final, care a rezultat ca optimă în urma încercărilor anterioare. În cazul oţelului T22MoCrNi12 s-au încercat şi epruvete prelevate din probe supuse variantei 8 de tratament termic final.

Încercările efectuate pe epruvete tip CT au vizat aprecierea tenacităţii la rupere la diferite temperaturi (pînă la –60°C) pe baza determinării parametrului K_{1c} (factorul critic de intensitate al tensiunilor [22], [23]) şi s-au realizat conform metodologiei indicate în STAS 9760–74. Valorile factorului K_{1c}, determinate la diferite temperaturi ,pentru toate oţelurile cercetate (în variantele de tratament termic preci-

Tabelul 4

Marca oţelului	Varianta T.T.	Caracteristici mecanice la temperatura													$T_{KV\,28}$, °C
		+ 20 °C				− 20 °C			− 40 °C			− 60 °C			
		R_m	$R_{p0,2}$	A_5	KV	R_m	$R_{p0,2}$	KV	R_m	$R_{p0,2}$	KV	R_m	$R_{p0,2}$	KV	
T35MoCrNi08	1	86,9	78,5	11,9	20,7	91,9	88,9	9,0	92,7	90,6	10,4	94,1	92,1	6,5	+28
	2	69,8	51,3	19,7	55,6	69,7	56,2	23,3	70,4	60,4	15,6	73,1	60,4	11,2	−4
	3	81,2	56,8	13,5	31,7	83,0	62,3	17,8	84,6	67,0	12,3	84,3	68,9	8,2	+14
	4	66,9	45,9	25,1	63,8	69,1	53,4	25,2	69,0	58,2	17,5	69,5	59,8	12,4	−10
	5	121,6	95,9	6,3	17,3	122,6	99,8	11,7	128,3	110,4	10,9	125,1	111,4	8,9	−
	6	77,4	61,7	19,2	71,0	78,2	67,3	58,5	77,9	70,1	41,4	79,2	72,1	27,6	−60
	7	82,8	67,9	11,3	47,8	83,9	69,0	19,1	84,7	72,4	15,0	88,6	78,6	14,4	+2
	8	66,2	47,0	24,5	75,7	66,2	52,4	40,2	68,4	57,0	28,0	69,2	59,8	16,8	−40
T35Mn14	1	74,9	58,8	14,1	48,8	81,2	63,3	19,7	80,0	68,0	16,9	81,6	67,9	13,6	−2
	2	61,2	46,4	24,1	79,2	66,3	50,0	27,2	64,2	56,0	22,2	66,1	57,1	16,8	−20
	3	75,6	59,3	17,1	70,3	82,0	66,1	26,3	82,9	68,3	21,3	84,6	69,9	15,9	−10
	4	62,0	45,9	27,9	85,7	68,0	50,9	37,8	68,4	57,3	26,8	69,9	60,2	17,8	−40
	5	95,0	87,4	12,6	49,3	98,9	96,8	23,0	101,0	99,0	16,8	101,6	100,3	12,7	−4
	6	69,3	56,2	17,0	89,7	73,6	62,1	60,8	74,2	66,1	46,7	76,5	68,3	31,8	−60
	7	78,5	64,4	16,1	54,0	82,6	72,3	24,8	83,9	72,2	17,8	84,0	75,3	15,0	−8
	8	62,7	48,8	24,4	72,0	62,9	49,9	32,8	63,9	51,4	25,9	65,1	58,2	17,3	−30
T22MoCrNi12	1	68,9	47,1	20,5	51,0	70,3	52,1	23,8	70,2	56,9	16,5	72,6	59,3	12,2	−14
	2	57,3	40,6	28,9	84,5	61,2	48,6	40,0	62,1	52,3	30,7	64,0	58,1	20,2	−44
	3	65,5	52,5	25,0	56,3	71,2	56,9	29,5	72,6	60,0	21,0	71,9	62,1	14,7	−20
	4	57,5	38,9	29,0	99,5	59,8	46,2	39,2	60,8	48,2	33,7	62,2	48,3	22,2	−50
	5	63,8	58,6	19,0	43,8	65,2	59,1	29,0	67,0	62,5	17,7	67,6	66,8	15,0	+2
	6	64,1	51,4	23,8	85,5	70,0	56,2	47,3	70,6	60,2	34,2	72,0	62,4	23,4	−50
	7	68,0	53,3	12,9	60,8	73,9	59,0	26,4	73,8	59,8	22,0	74,2	62,3	15,0	−20
	8	60,3	43,2	26,7	99,0	64,0	48,2	56,0	64,6	54,0	40,3	66,9	54,6	31,0	−60

R_m, $R_{p0,2}$, daN/mm²; A_5, %; KV, J

Tabelul 5

Marca oţelului	Varianta T.T.	Caracteristici mecanice la temperatura						$T_{K\,1c300}$, °C
		+ 20°C		− 40°C		− 60°C		
		$R_{p0,2}$	K_{1c}	$R_{p0,2}$	K_{1c}	$R_{p0,2}$	K_{1c}	
T35MoCrNi08	6	61,7	561	70,1	327	72,1	210	− 42
T35Mn14	6	56,2	571	66,1	334	68,3	243	− 45
T22MoCrNi08	6	51,4	556	60,2	305	62,4	224	− 40
	8	43,2	463	54,0	254	54,6	188	− 35

$R_{p0,2}$, daN/mm²; K_{1c}, daN/mm³/²

zate anterior), sînt prezentate în tabelul 5. În tabelul 5 sînt redate și valorile estimate pentru temperatura de tranziție a factorului K_{1c} (T_{K1c300} – temperatura minimă la care K_{1c} depășește 300 daN/mm^{-2} [24].

Analizînd datele prezentate în tabelul 5 rezultă că varianta optimă de tratament termic final, pentru toate oțelurile cercetate, este varianta 6 (călire în ulei + revenire la 680°C). În această variantă se obțin temperaturi de tranziție ale tenacității la rupere T_{K1c300} cuprinse între –40°C și –45°C.

Concluzii

Cercetările efectuate au condus la desprinderea unor concluzii importante, cu bună aplicabilitate practică, privind utilizarea oțelurilor slab aliate T35MoCrNi08, T35Mn14 și T22MoCrNi12 la realizarea pieselor turnate ale instalațiilor de foraj funcționînd la temperaturi scăzute.

Tehnologiile de elaborare și turnare a oțelurilor cercetate și caracteristicile metalurgice de bază realizate (puritate, granulație austenitică, călibilitate) sînt favorabile realizării unor proprietăți corespunzătoare de rezistență și tenacitate la temperaturi scăzute. Se recomandă: elaborarea (în cuptoare electrice cu arc, procedeul bazic) în condițiile realizării unor conținuturi de carbon către limita inferioară impusă de standardele și normele acestor oțeluri (0,28..0,30% pentru oțelurile T35MoCrNi08 și T35Mn14 și 0,17...0,20% pentru oțelul 35MoCrNi12), limitarea conținuturilor de siliciu (la 0,35%), sulf și fosfor (la 0,015...0,020%) și aplicarea tratamentului termic primar actual (recoacere de omogenizare 4 h la 1000...1050°C, urmată de normalizare).

Cercetările întreprinse au indicat faptul că varianta de tratament termic final, care conduce la obținerea celor mai favorabile structuri și celor mai bune caracteristici de rezistență și tenacitate la temperaturi scăzute, constă dintr-o călire în ulei, urmată de o revenire la 680°C. Se recomandă realizarea acestui tratament termic în așa fel încît să se obțină structuri sorbitice de revenire, cu durități cuprinse între 170 și 190 *HB*, rezistențe mecanice între 60 și 70 daN/mm² și energii de rupere *KV*, la temperatura ambiantă, de minimum 70J.

Cercetările întreprinse au evidențiat faptul că temperatura minimă de utilizare a pieselor turnate din oțelurile cercetate (în cazul aplicării variantei 6 de tratament termic final), obținută cu ajutorul criteriului T_{K1c300}, este de – 40°...– 45°C. La această temperatură valoarea energiei de rupere *KV* trebuie să fie de cel puțin 40J (tab. 4). Pentru verificarea tenacității la temperaturi scăzute, se recomandă utilizarea încercărilor de mecanica ruperii, efectuate pe epruvete prelevate din probe martor de grosimi comparabile cu ale pieselor, deoarece pe baza rezultatelor lor este posibilă estimarea economică a siguranței în funcționare a pieselor turnate din oțelurile cercetate.

BIBLIOGRAFIE

[1] Goutenoire, G. *Facteurs d'influence métallurgique sur les résultats de l'essai de résilience des aciers moulès au carbone et faiblement alliés.* În : Fonderie, nr. 7, 1974.

[2] Dieter, E. G. *Metalurgie mecanică,* traducere din limba engleză (S.U.A.). București, Ed. tehnică, 1970.

[3] Sofroni, L. *Elaborarea și turnarea aliajelor.* București, Ed. didactică și pedagogică, 1975.

[4] Boulger, W. F. *Fracture toughness comparisons in steels.* În : Fracture, vol. VI, Academic Press, New York, 1969.

[5] Detrez, P. ș.a. *Essais de rupture fragile de divers nuances d'acier moulé non allié en relation avec leur soudabilité.* În : Revue de Métallurgie, nr. 9, 1966.

[6] Crouzatier, T. ș.a., *Influence du traitement thermoplastique sur les proprietés d'un acier au chrome-molybdène. Comparaison entre un acier un moulé, forgé et pressé.* În : Mémoires Scientifiques Rev. Métallurgie, nr. 11, 1974.

[7] Leger, M. T. *La diffusion dans les aciers moulés lors des traitements thermiques d'homogénéisation.* În : Revue de Metallurgie, nr. 9, 1965.

[8] Neyret, R. *Quelques facteurs intervenant sur les caracteristiques mecaniques des pieces moulées en aciers alliés — parallele avec l'acier forgé.* În : Revue de Métallurgie, nr. 1, 1969.

[9] Leger, M. T. *Les aspects métallurgiques du traitement thermique des aciers moullés.* În :Traitement Thermique, nr. 3, 1972.

[10] Stologg, S. N. *Effects of alloying on fracture characteristics.* În : Fracture, vol. VI, Academic Press, New York, 1969.

[11] Enzian, G. H. *Quelques effects du phosphore et de l'azote sur les propriétés des aciers à bas carbone.* În : Journal of Metals, nr. 2, 1950.

[12] Rees, W. P. ș.a. *Tensile and impact properties of Fe–Si, Fe–Ni, Fe–Cr and Fe–Mo alloys of high purity.* În : Journal of the Iron and Steel Institute, nr. 5, 1954.

[13] Potaszkin, R. *Contribution à l'etude de l'influence du vanadium sur les proprietes mécaniques d'un acier.* În : Revue de Métallurgie, nr. 11, 1965.

[14] Rău, A. *Incluziuni nemetalice în oțeluri.* București, Ed. tehnică, 1973.

[15] Albița, Gh., Rădulescu, C. *Bazele proceselor de turnare a metalelor și aliajelor.* București, Ed. tehnică, 1970.

[16] Zoja, R. *Considérations sur les eprouvettes de résilience* În : Revue de Métallurgie, nr. 10, 1965.

[17] Pomey, G. *L'essai de résilience et l'essai de traction par choc.* În : Traitement Thermique, nr. 45, 1969.

[18] Cheviet, A. ș.a. *Comparaison des resultats de divers essais de rupture fragile.* În : Revue de Métallurgie, nr. 3, 1970.

[19] Grumbach, M. *L'essai Charpy avec enregistrement.* În : Soudage et techniques connexes, nr. 11, 1967.

[20] Detrez, P. *Résistance au choc de l'acier moulé au carbone.* În : Fonderie, nr. 6, 1965.

[21] Granjou, H. ș.a. *Possibilités et perspectives du traitement intercritique entre* A_1 *et* A_3. În : Soudage et techniques connexes, nr. 5–6, 1977.

[22] Malkin, J. *Introduction à la mécanique des ruptures.* În : Revue de Métallurgie, nr. 4, 1970.

[23] * * * *Novîie metodî oțenki soprotivleniia metalov hrupkomu razrușeniiu.* Moscova, M.I.R., 1972.

[24] Sanz, G. *Applications de la mécanique de la rupture à l'etude des aciers à résistance moyenne fournis en forte epaisseur.* În : C.I.T., nr. 1, 1971.

Recuperarea resurselor energetice secundare la secțiile de trefilare

Ing. I. Szebeni
Combinatul metalurgic — Cîmpia Turzii

CZ: 536.77.004.86

În contextul actual, perfecționarea tehnologiilor și utilajelor existente, în vederea reducerii consumurilor energetice capătă o importanță deosebită. În multe cazuri, prin măsuri tehnico-organizatorice care, de regulă, nu necesită investiții, se poate obține o utilizare mai rațională a resurselor energetice ale unităților.

În articol sînt prezentate unele îmbunătățiri aduse utilajelor și tehnologiilor pe fluxul de trefilare a sîrmelor și barelor din cadrul Combinatului metalurgic—Cîmpia Turzii, care au permis reducerea consumurilor energetice printr-o utilizare mai bună a resurselor și prin recuperarea unor resurse secundare.

Principiile și soluțiile stabilite pot fi extinse și la alte unități cu secții de producție similare.

Tehnologiile de fabricație a sîrmelor de diferite calități și dimensiuni comportă o serie de tratamente termice și operații de pregătire cu consum de energie termică sau de altă natură. Aceste procese tehnologice se desfășoară în cuptoare de tratamente termice, băi cu săruri, plumb, zinc și băi de decapare și pregătire pentru trefilare. Încălzirea acestora se face cu gaz metan, păcură, electric sau cu abur. De asemenea uscarea suprafețelor sîrmelor după operațiile de pregătire în vederea trefilării se face în etuve care au ca agent de încălzire gazul metan. Temperaturile utilizate în aceste procese se grupează astfel:

60—100°C — băi de decapare, fosfatare, neutralizare;
200—400°C — băi de detensionare cu săruri sau plumb;
400—600°C — băi de zincare, cositorire, băi de săruri și băi de patentare cu plumb;
700—900°C — cuptoare de recoacere, respectiv de patentare;
1 000—1 150°C — cuptoare de austenitizare.

Din analiza posibilităților de recuperare a căldurii gazelor arse care se evacuează în atmosferă rezultă că acestea se pot utiliza pentru procese tehnologice sau pentru operații pentru care sînt necesare temperaturi inferioare temperaturii acestor gaze.

În tabelul 1 sînt redați sintetic agenții tehnologici și termici, precum și temperaturile agenților termici la evacuare.

Tabelul 1

Temperaturile agenților tehnologici și termici ai utilajelor tehnologice din trefilare

Utilaj tehnologic	Agent tehnologic	Agent termic	Temperatura agentului termic la evacuare, °C
1	2	3	4
Băi de decapare — static — în flux	Soluții de acid sulfuric sau clorhidric	Abur tehnologic	—
Băi de fosfatare	Soluții de fosfatare	Abur tehnologic sau apă supraîncălzită	—
Băi de cuprare	Soluții de sulfat de cupru	Abur tehnologic sau apă supraîncălzită	—
Băi de neutralizare	Soluții alcaline	Abur tehnologic sau apă supraîncălzită	—
Cuptoare de recoacere			
— tip cameră	Gaze arse	Gaze arse	400
— tip clopot	Atmosferă protectoare	Electric	—
— tip cameră cu vatră mobilă	Gaze arse	Gaze arse	450
— tip oală, pt. colaci	Aer sau atmosferă protectoare	Gaze arse Electric	350
— Cuptor continuu tip tunel cu tuburi radiante	Atmosferă protectoare	Gaze arse în tuburi radiante	300
— Cuptor tunel tip Schilde (zincator)	Gaze arse	Gaze arse	350—400
Cuptoare de patentare cu băi de plumb sau săruri			
— *Static* prin imersie (TOT-2 și TOT-3)	Gaze arse, respectiv săruri topite	Gaze arse	350
— *Continuu* tip Berg (TOT-1)	Gaze arse, respectiv baie de plumb topit	Gaze arse	300
Tip Schilde (TOT-1)	Gaze arse, respectiv săruri topite	Gaze arse	350—400

Ținînd seamă de temperatura gazelor de evacuare, soluțiile tehnice care au ca efect reducerea consumurilor energetice ale instalațiilor

(continuare tabelul 1)

1	2	3	4
Tip I.P.L. 24 și 32 fire cu și fără zincare (TOT-2, TOT-3)	Gaze arse, respectiv cu plumb topit	Gaze arse	300
Cuptoare de detensionare			
— cu inducție	În masa de metal	Electric	—
— cu băi de săruri topite	Săruri topite	Gaze arse	200—300
— Cuptoare de zincare la cald	Baie de zinc topit	Gaze arse	200—300
— Cuptoare de cositorire	Baie de cositor topit	Gaze arse sau electric	150—200
Cuptoare de forjă pentru ascuțirea barelor	Gaze arse	Gaze arse	300—800

tehnologice din trăgătorii se referă la următoarele căi:

— Mărirea randamentului termic al instalațiilor existente.

— Utilizarea resurselor energetice secundare în fazele tehnologice ale instalațiilor proprii sau liniilor tehnologice proprii.

— Utilizarea resurselor energetice secundare (*RES*) la operații tehnologice pe alte instalații sau utilaje.

— Utilizarea *RES* în scopul producerii apei calde sau a aburului care să fie debitat în rețeaua uzinală.

— Utilizarea *RES* în scopuri secundare cum ar fi:

- încălzirea halelor de producție din apropierea instalațiilor termice prin insuflarea de aer cald;
- preîncălzirea colacilor de sîrmă înainte de a intra în circuitul tehnologic (decapare, tratament termic).

Fiecare din aceste soluții este importantă; se va urma calea cea mai eficientă din punctul de vedere al utilizării *RES*, ținîndu-se seamă de valoarea investițiilor suplimentare, costurile pentru menținerea în funcțiune și economia de combustibil convențional.

La realizarea soluțiilor tehnice se recomandă acele soluții care afectează cel mai puțin utilajele și tehnologiile, însă pentru cazuri de eficiență economică mărită nu trebuie să se evite modificările tehnologice, organizatorice și de utilaje dacă este necesar.

În continuare se prezintă cîteva soluții de principiu de recuperare a *RES* ce acționează pe una din căile amintite mai sus.

Mărirea randamentului termic al instalațiilor existente prin: — Utilizarea recuperatoarelor de căldură în vederea preîncălzirii aerului de combustie avînd ca efect îmbunătățirea randamentului termic și reducerea consumului de gaz metan. Soluția, conform figurii 1, s-a aplicat la:

— cuptoarele de recoacere tip cameră;
— cuptoarele de recoacere tunel;
— cuptoarele de recoacere cu vatră mobilă;
— cuptoarele de încălzire în vederea ascuțirii.

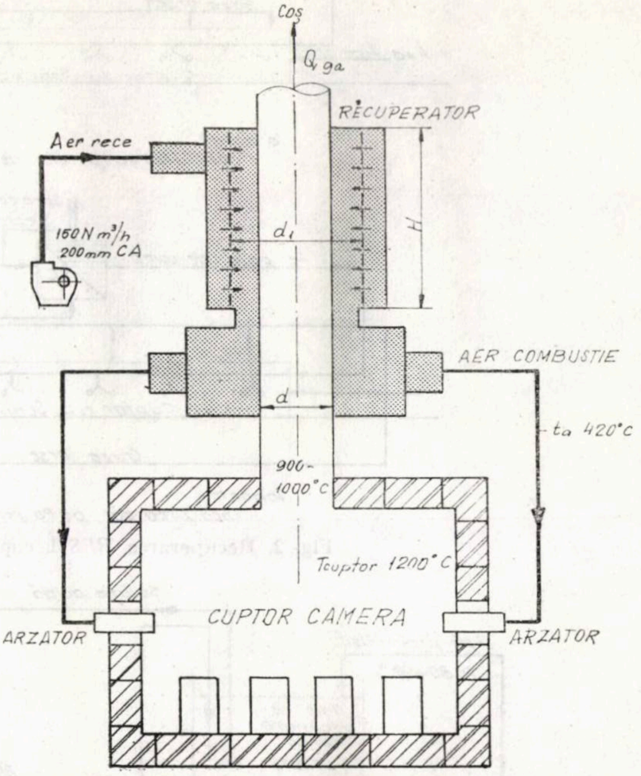


Fig. 1. Recuperarea internă a *RES* pentru cuptoarele tip cameră cu recuperator montat pe coș

— Utilizarea arzătoarelor cu aer insuflat în locul celor cu aer autoaspirat cu preîncălzirea aerului de combustie în recuperatoare cu gaze arse, conform figurii 2, s-a aplicat la:
— cuptoarele de recoacere tunel;
— cuptoarele de patentare.

— Utilizarea arzătoarelor cu aer insuflat în locul celor cu aer autoaspirat, cu preîncălzirea aerului de combustie în recuperatoare cu gaze arse care în prealabil au fost utilizate pentru încălzirea băilor de patentare.

Utilizarea resurselor energetice secundare în fazele tehnologice ale instalațiilor proprii. Din această categorie fac parte soluțiile tehnice aplicate la cuptoarele de patentare de la TOT-1, TOT-2, și TOT-3, care utilizează gazele arse la uscătoarele de sîrmă din cadrul aceleiași linii de patentare — preparare, după operația de neutralizare. De asemenea, aceeași soluție se aplică la liniile de detensionare unde gazele arse, după ce se folosesc la preîncălzirea aerului de combustie, se folosesc la uscarea sîrmelor după operaţia de răcire. Se menţionează că pînă la aplicarea acestor soluţii uscarea se realiza utilizînd ca agent gazul metan sau energia electrică. Principiul este prezentat în figurile 3 şi 4.

Utilizarea resurselor energetice secundare la alte instalaţii sau utilaje. Asemenea soluţii se pot aplica la cuptoarele de patentare prin imersie, la care gazele arse rezultate din cuptor şi baie sînt conduse la etuvele de uscare a sîrmelor după neutralizarea din decapatorul static.

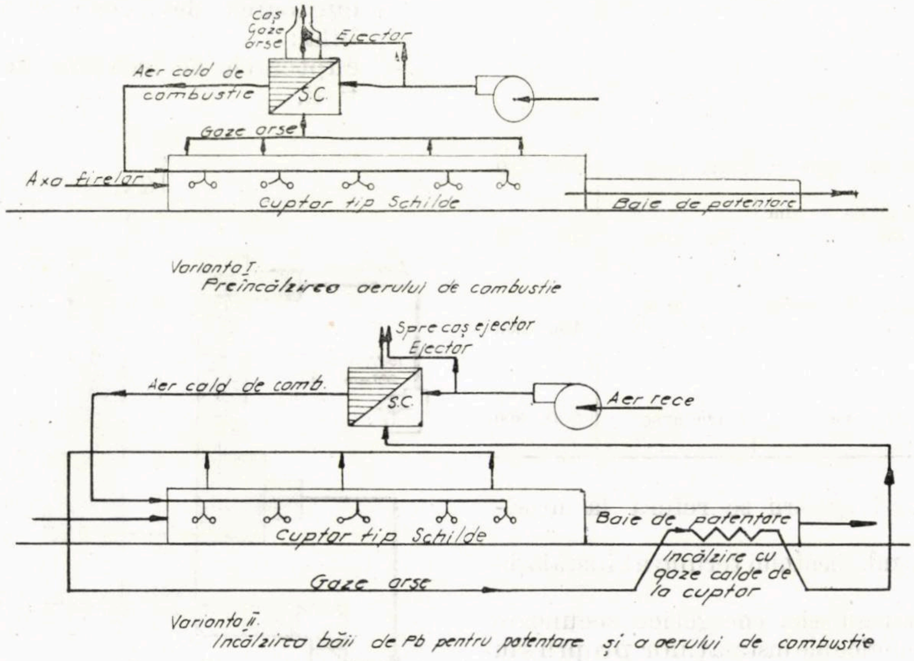

Coş
Gaze arse
Ejector
Aer cald de combustie
S.C.
Gaze arse
Axa firelor
Cuptor tip Schilde
Baie de patentare
Varianta I
Preîncălzirea aerului de combustie
Spre coş ejector
Ejector
Aer cald de comb.
S.C.
Aer rece
Baie de patentare
Cuptor tip Schilde
Încălzire cu gaze calde de la cuptor
Gaze arse
Varianta II.
Încălzirea băii de Pb pentru patentare şi a aerului de combustie

Fig. 2. Recuperarea *RES* la cuptoarele de patentare tip Schilde

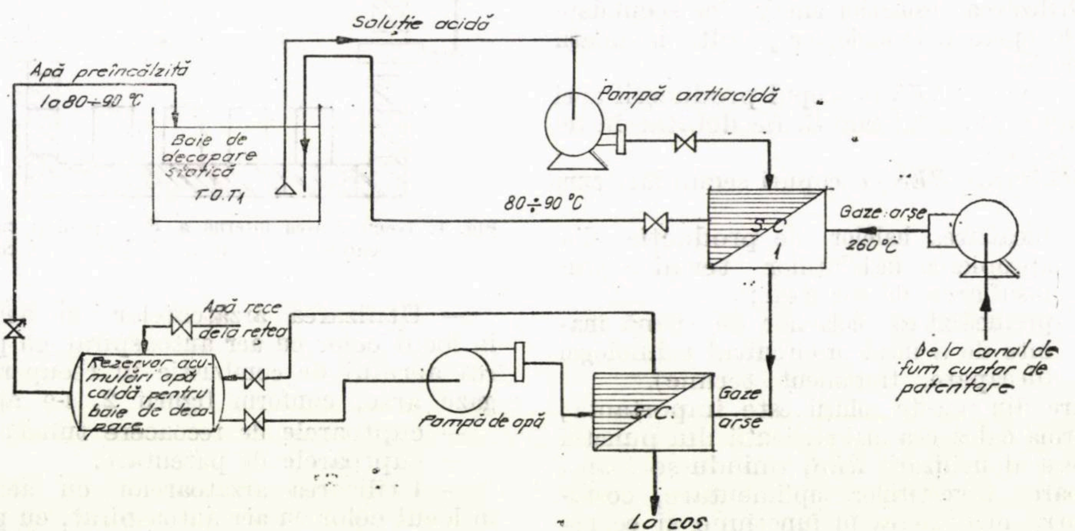

Soluţie acidă
Apă preîncălzită la 80÷90 °C
Baie de decapare statică T.O.T₁
Pompă antiacidă
80÷90 °C
S.C
Gaze arse
260 °C
Apă rece de la reţea
Rezervor acumulări apă caldă pentru baie de decapare
Pompă de apă
S.C.
Gaze arse
De la canal de fum cuptor de patentare
La coş

Fig. 3. Scheme de principiu de recuperare a căldurii gazelor arse de la cuptoarele de patentare TOT-1 tip Berg

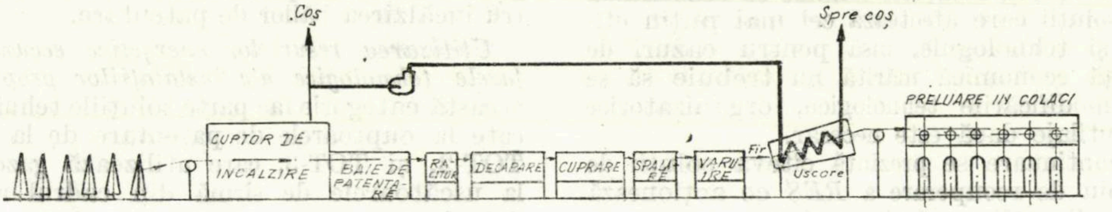

Coş
Spre coş
PRELUARE IN COLACI
CUPTOR DE INCALZIRE
BAIE DE PATENTARE
RACITOR
DECAPARE
CUPRARE
SPALARE
VARUIRE
Fir
Uscare

Fig. 4. Recuperarea *RES* de la liniile tip I.P.L. pentru uscarea sîrmelor în uscător, cu gazele arse rezultate de la cuptoarele de patentare

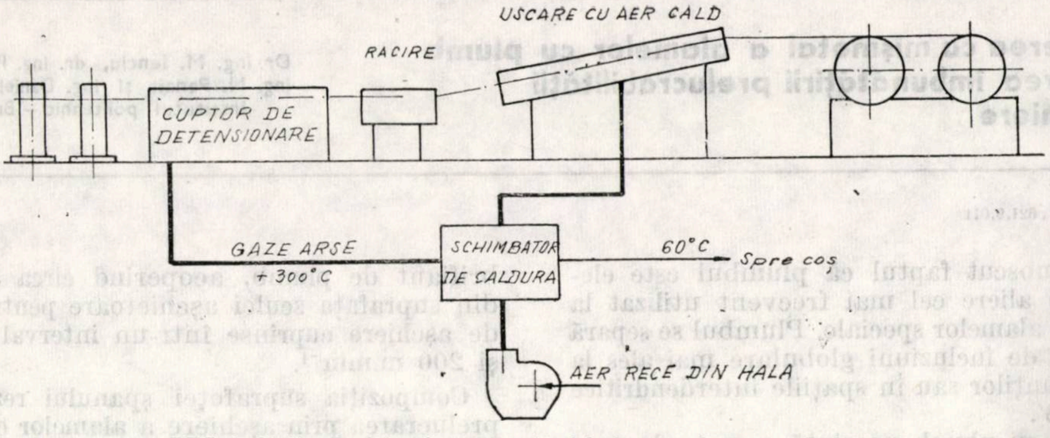


Fig. 5. Recuperarea *RES* la liniile de detensionare, prin folosirea gazelor arse de la cuptor la uscarea firelor

O altă variantă a soluţiei se va aplica la cuptoarele de patentare tip Berg (fig. 5), unde gazele arse de la cuptor, după ce se utilizează la preîncălzirea aerului de combustie sînt trecute printr-un schimbător de căldură, obţinîndu-se apa caldă care va fi utilizată pentru încălzirea soluţiilor de decapare în decapatorul static şi totodată se utilizează pentru prepararea soluţiilor de decapare. În acest fel se reduce încălzirea cu abur viu a băilor de decapare.

Utilizarea recuperării resurselor energetice secundare în scopul producerii apei încălzite a aburului pentru consumul uzinal. Această soluţie se poate aplica la cuptoarele cu temperaturi tehnologice ridicate, cum ar fi cuptoarele de austenitizare, cuptoarele de încălzire cu propulsie, cuptoarele de forjă. Soluţia constă în trecerea gazelor arse prin cazane pentru apă caldă sau abur. Se produc astfel cantităţi însemnate de apă supraîncălzită sau abur care se introduc în reţeaua uzinală, diminuîndu-se consumurile de gaz metan sau păcură la secţia termoenergetică.

Utilizarea resurselor energetice secundare în scopuri secundare. Soluţiile aplicate au următoarele utilizări :

— utilizarea aerului cald aspirat de la cuptoarele de recoacere tip oală de la trăgătoriile de sîrme şi bare pentru încălzirea halelor de producţie sau pentru perdelele de aer cald de la intrările în hală ;

— folosirea gazelor arse la încălzirea aerului care se va utiliza la preîncălzirea sîrmelor înainte de decapare, detensionare, patentare sau recoacere.

◆

Microalierea cu mişmetal a alamelor cu plumb în vederea îmbunătăţirii prelucrabilităţii prin aşchiere

Dr. ing. M. Ienciu, dr. ing. P. Moldovan,
ing. N. Panait şi ing. Daniela Marinescu
Institutul politehnic — Bucureşti

CZ : 669.2/.8.018 : 621.9.011

Este cunoscut faptul că plumbul este elementul de aliere cel mai frecvent utilizat la elaborarea alamelor speciale. Plumbul se separă sub formă de incluziuni globulare mai ales la limita grăunţilor sau în spaţiile interdendritice ale fazei β'.

Alamele cu plumb prezintă o serie de anomalii ale proprietăţilor care provoacă greutăţi la prelucrarea la cald sau la rece sau reducerea duratei de exploatare a pieselor şi detaliilor.

Corelaţia dintre conţinutul de plumb şi prelucrabilitatea prin aşchiere a alamelor cu plumb

Prezenţa plumbului în conţinuturi mici, în alame, are ca efect îmbunătăţirea prelucrabilităţii prin aşchiere a acestor aliaje. Obţinerea şpanului discontinuu, prelungirea duratei de lucru a sculelor aşchietoare şi reducerea consumului de energie pentru aşchiere sînt avantaje clare ale alamelor cu plumb.

Este în general recunoscut faptul că adaosul de plumb în alame acţionează prin trei mecanisme, nu neapărat independente :

- prin producerea fragilităţii alamelor ;
- prin lubrifiere la limita sculă — aliaj ;
- prin reducerea temperaturii la capătul de aşchiere.

Creşterea conţinutului de plumb în alame conduce la îmbunătăţirea prelucrabilităţii prin aşchiere a acestora. La un conţinut mai mare de 0,88% Pb se formează un strat monoatomic continuu de plumb care asigură lubrifierea la limita sculă — aliaj (tab. 1).

Un conţinut de plumb mai mare de 2,76% reduce consumul de energie şi conduce la formarea unor aşchii discontinue, fiind suficient pentru menţinerea unui strat monoatomic lubrifiant de plumb, acoperind circa 30—50% din suprafaţa sculei aşchietoare pentru viteze de aşchiere cuprinse într-un interval larg 2,5 şi 200 m.min^{-1}.

Compoziţia suprafeţei şpanului rezultat la prelucrarea prin aşchiere a alamelor cu plumb se poate determina prin utilizarea unei metode recente — spectroscopia electronică Auger (S E A) prin atacul suprafeţei prin bombardament ionic.

Din studiile făcute prin aceste metode rezultă că plumbul în alame se repartizează în proporţii variabile la suprafaţa şpanului sub formă de film continuu de dimensiuni monoatomice şi sub formă de striaţiuni de grosimi de ordinul micrometrilor, paralele cu direcţia de aşchiere. Conţinutul de plumb în stratul superficial al şpanului este mult mai ridicat decît în interiorul alamei. De asemenea, se constată o îmbogăţire în zinc a stratului superficial de şpan. Se consideră că stratul superficial de plumb se formează prin extruziunea plumbului datorită forţelor mari de compresiune care se produc în timpul aşchierii.

Pentru un conţinut mai mare de 0,88% Pb se constată formarea unui strat monoatomic continuu de plumb, care asigură o autolubrifiere la suprafaţa sculă — alamă.

Un conţinut de plumb mai mare de 2,76% reduce consumul de energie, asigură obţinerea unor aşchii discontinue şi este suficient pentru menţinerea unui strat monoatomic lubrifiant de plumb, care acoperă 30—50% din suprafaţa şpanului la o gamă mare de viteze de aşchiere (2,5—200 m/min). Conţinutul de plumb de la suprafaţa aşchiilor nu este afectat de prezenţa lubrifiantului extern huilă+apă.

Tabelul 1

Influenţa conţinutului de plumb din alame asupra prelucrabilităţii prin aşchiere

Compoziţia chimică a alamei, %				Conţinutul de fază α în microstr., % vol.	Grosimea şpanului *, mm	Duritatea, *HV*	Puterea consumată pe unitatea de volum, $GW.m^{-3}$	Tipul şpanului
Cu	Zn	Pb	Impurităţi					
60,87	39,93	0,02	<0,75	75±5	0,64	100	1,1	continuu
60,23	38,63	0,88	<0,75	75±5	0,53	106	0,85	semicontinuu
57,54	39,49	2,76	<0,75	65±5	—	—	—	discontinuu
57,54	38,89	2,92	<0,75	65±5	0,35	—	0,58	discontinuu
56,73	38,73	3,89	<0,75	65±5	0,35	110	0,57	discontinuu

* — viteza de aşchiere 100 m/min.

Tehnica experimentală

Materialele încărcăturii. În lucrare s-a cercetat influenţa plumbului asupra prelucrabilităţii prin aşchiere şi proprietăţile mecanice ale alamei CuZn39Pb3.

Elaborarea alamelor cu Pb şi *MM*. Materialele utilizate la elaborarea alamei cu plumb au fost următoarele :

— cupru electrolitic (99,99% Cu) ;

— plumb electrolitic (99,99% Cu) ;

— zinc rafinat prin rectificare (99,995% Zn) ;

— prealiaj cupru— mişmetal (12% *MM*).

Ca fondant de acoperire s-a utilizat mangal uscat, iar ca fondant de rafinare, borax + sticlă în proporţie de 0,5% din cantitatea de şarjă.

În calitate de dezoxidant s-a folosit fosfor sub formă de prealiaj CuP11 (0,2—0,3%).

Cuprul electrolitic a fost decapat într-o soluţie slabă de acid sulfuric pentru elminarea urmelor de nămol şi electrolit de la rafinarea electrolitică, după care a fost uscat şi introdus în creuzetul cuptorului. Necesarul de cupru electrolitic pentru 5 kg de alamă a fost de 2,95 kg.

Agregate de elaborare. Pentru elaborarea alamei cu plumb s-au utilizat două tipuri de cuptoare :

— cuptor cu flacără cu creuzet de grafit + şamotă, cu combustibil gazos (gaz natural) ;

— cuptor electric cu inducţie cu creuzet de capacitate 10 kg, avînd următoarele caracteristici : tip UFW — 28 — 8 ; capacitate 10 kg ; $P = 3{,}8$ kW ; 5 000 Hz.

Pierderile prin ardere luate în calcul au fost următoarele :

— la elaborarea în cuptor cu flacără :

1,5% Cu ; 2% Pb ; 4% Zn ; *MM* 10% Cu ;

— la elaborarea în cuptor electric cu inducţie :

0,1% Cu ; 1,0% Pb ; 22% Zn ; *MM* 5% Cu.

Elaborarea şi turnarea alamei cu plumb. După topirea cuprului sub un strat de mangal şi supraîncălzirea la 1 150°C s-a efectuat dezoxidarea cu fosfor (CuP11).

Zincul s-a introdus în bucăţi, preîncălzit la 250—300°C pe marginea cuptorului, iar plumbul a fost adăugat la sfîrşitul procesului de aliere.

Degazarea topiturii s-a realizat prin insuflarea argonului în baia metalică timp de 5 min la o presiune de 0,2 at şi, suplimentar, prin supraîncălzirea aliajului. Pentru compensarea pierderilor de zinc, în calculul şarjei s-a majorat cantitatea de zinc cu 1%.

Înainte de turnare s-a amestecat baia metalică cu o vergea de grafit, pentru a se realiza o distribuţie cît mai uniformă a plumbului în masa aliajului.

Aliajul s-a turnat static într-o cochilă metalică sub formă de bare de Ø12 mm. Răcirea barelor s-a făcut în cochilă şi în aer.

S-a prelevat o probă din alama turnată, fără mişmetal, şi apoi s-au efectuat topiri ale alamei sub un strat de protecţie de borax + $+Na_2CO_3$ şi alierea acesteia cu mişmetal : 0,02 ; 0,04 ; 0,06 ; 0,08 ; 0,12 ; 0,14 ; 0,2 şi 0,25% *MM*.

Aliajul cu mişmetal a fost turnat într-o cochilă metalică şi după răcire s-au prelevat probe pentru încercări mecanice, încercări de prelucrare prin aşchiere, analiză chimică şi metalografică.

Probele pentru încercările mecanice la tracţiune şi alungire au avut dimensiunile : $d_0 = 7$ mm ; $D = 9$ mm ; $h = 28$; $L_0 = 35$; $L_c = 42$.

Probele pentru încercarea durităţii au avut dimensiunile : $Ø = 12$ mm ; $l = 20$ mm.

Concluzii

Din analiza chimică a probelor a rezultat compoziţia medie : 39,2% Zn + 2,95% Pb+ +rest %Cu şi 0,015% *MM* ; 0,021 %*MM* ; 0,052 %*MM* ; 0,07 %*MM* ; 0,11% *MM* ; 0,12% *MM* ; 0,19% *MM* ; 0,21% *MM*.

Rezultatele încercărilor mecanice sînt date în tabelul 2 şi figurile 1, 2, 3.

Tabelul 2

Proprietăţile mecanice ale alamei CuZn39Pb3 în stare turnată

Proba	Material, %	R_2, daN/mm²	A, %	HB, daN/mm²
1	fără *MM*	37	30	83
2	0,015 *MM*	39	27	84
3	0,021 *MM*	39,2	26	84,5
4	0,052 *MM*	40	24	85
5	0,07 *MM*	40	25	85
6	0,11 *MM*	41	24	87
7	0,12 *MM*	42	23	90
8	0,19 *MM*	42	24	91
9	0,21 *MM*	42	20	94

Din datele prezentate rezultă că adaosul de mişmetal conduce la creşterea uşoară a durităţii şi rezistenţei mecanice şi micşorează foarte puţin plasticitatea alamei cu plumb cercetate.

Din încercările la aşchiere pe strung şi la găurire cu burghiul, la viteze de aşchiere de 100 ÷ 200 m/min, a rezultat un şpan foarte fin (fig. 4), de dimensiuni medii : $l = 2$ mm ; grosime = 0,2—0,5 mm.

Din date practice (relativ reduse însă) rezultă că adaosul de *MM* reduce fisurile la laminarea la cald a alamelor, ca urmare a formării compuşilor (NPb_3, $LaPb_3$, $CePb_3$ etc.).

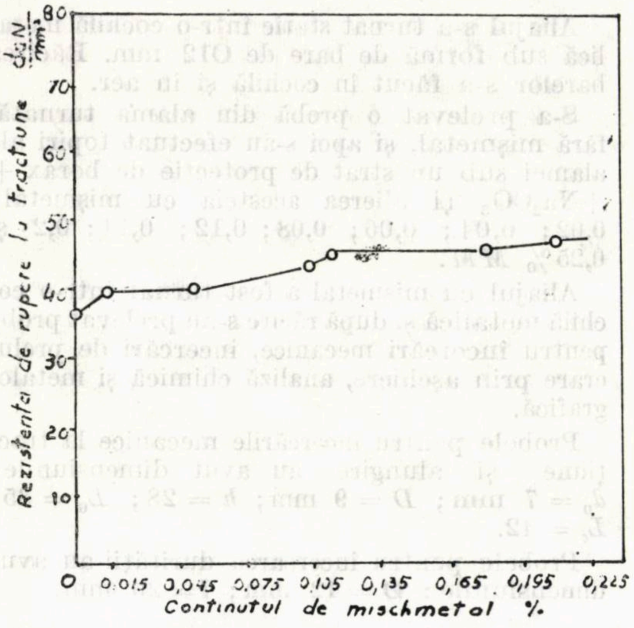


Fig. 1. Influenţa conţinutului de mişmetal asupra rezistenţei de rupere la tracţiune

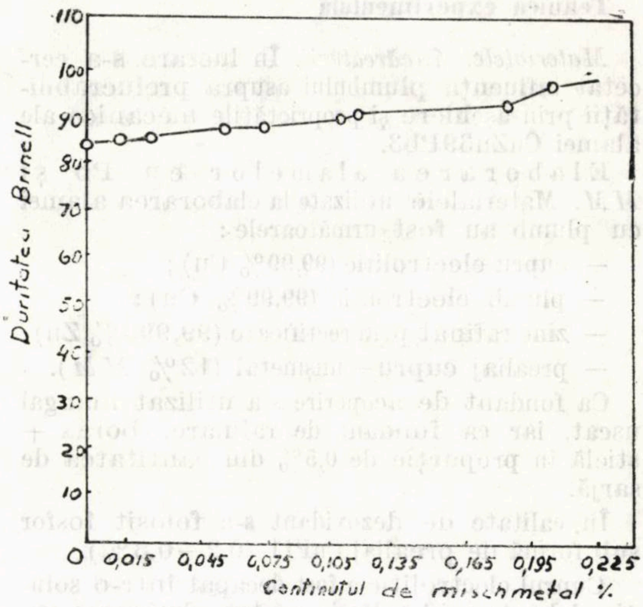


Fig. 2. Influenţa conţinutului de mişmetal asupra alungirii

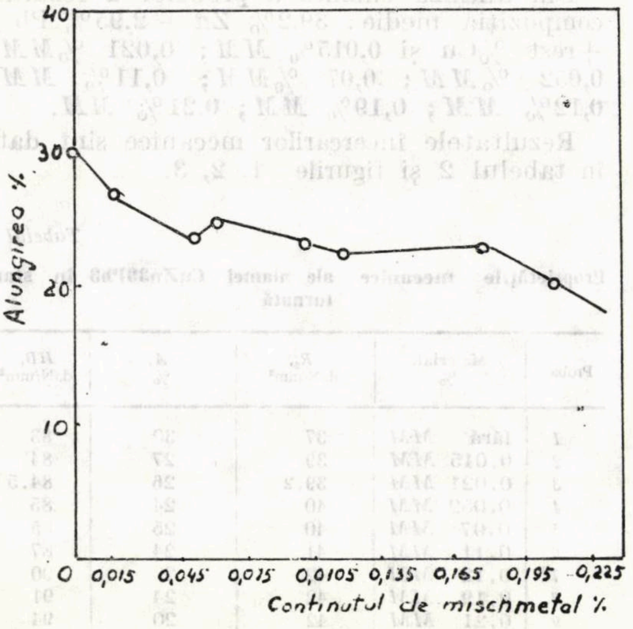


Fig. 3. Influenţa conţinutului de mişmetal asupra durităţii

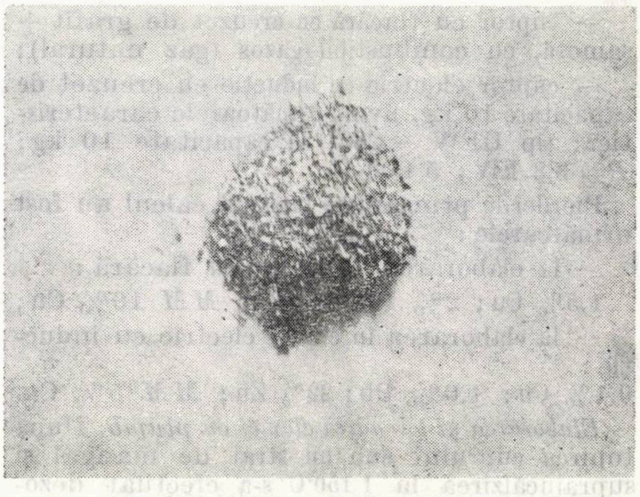


Fig. 4. Aspectul şpanului la mărire naturală :

a — şpan de la strunjire

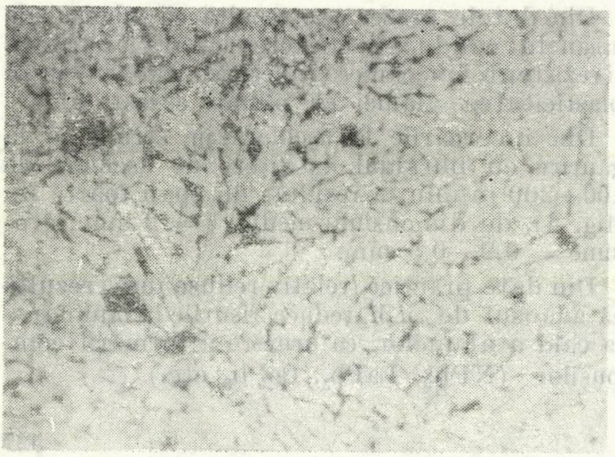


Fig. 5. Microstructura alamei CuZn39Pb3 *MM* 0,19 la mărire de ×250 şi atac cu $FeCl_3 + HCl$

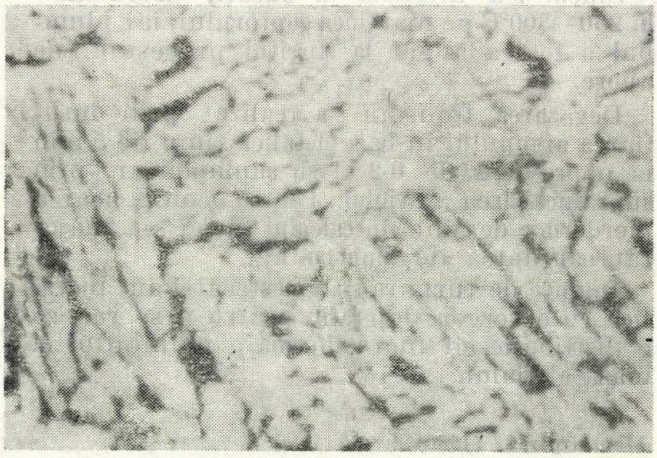


Fig. 6. Microstructura alamei CuZn39Pb3 *MM* 0,19 la mărire de ×500 şi atac cu $FeCl_3 + HCl$

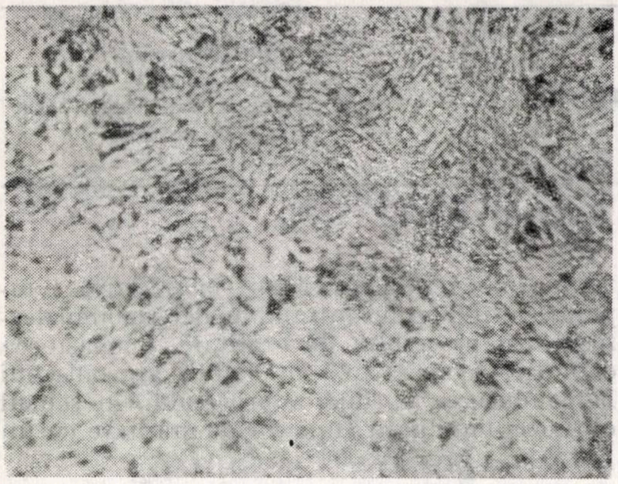


Fig. 7. Microstructura alamei cu CuZn39Pb3 *MM* 0,052 la mărire ×125 și atac cu $FeCl_3 + HCl$

Din analiza metalografică a probelor de alame cu plumb, microaliate cu mișmetal (fig. 5, 6, 7, 8) rezultă că mișmetalul produce o dispersie pronunțată a plumbului (sub formă de compuși Pb_xMM_y) atît la limită, cît și în interiorul grăunților de aliaj.

Totuși, conținutul de *MM* este necesar să fie limitat, deoarece se constată că acesta provoacă mărirea solubilității hidrogenului în aliaj, ca urmare, probabil, a reacției :

$$2\ MM + 3\ H_2O = MM_2O_3 + 6[H]$$

De asemenea, se remarcă faptul că adaosul de mișmetal poate conduce în anumite condiții (mai ales la un conținut ridicat de mișmetal) la formarea unor compuși de tipul $MM\,Zn_{11}$ ($Ce\,Zn_{11}$, $La\,Zn_{11}$ etc.). Particulele de compuși MM Zn_{11} au o duritate destul de ridicată. În condițiile formării acestor compuși este posibil ca temperatura de recristalizare să se mărească cu circa 150–200°C.

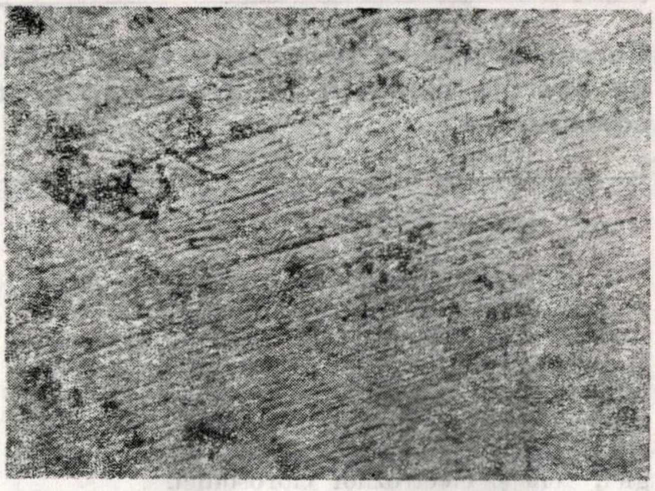


Fig. 8. Microstructura alamei CuZn39Pb3 *MM* 0,07 la mărire ×250. Reactiv de atac selectiv pentru plumb. Se observă repartiția compușilor plumbului cu mișmetal și incluziunile nemetalice

Prelucrabilitatea alamelor cu plumb cu adaos de mișmetal (prin strunjire și găurire) se îmbunătățește față de cea a alamelor fără mișmetal.

BIBLIOGRAFIE

[1] Ienciu, M. *Elaborarea aliajelor neferoase*. București, I.P.B., 1972.

[2] Stoddart, G.T.H., Leac, C., Debch, W. A., Gren, P. și Pettit, H.R. În : Metals Technology, mai, 1979, vol. 6, p. 5.

[3] Hansen, M. și Anderko, K. *Constitution of binary alloys*. New-York, Mc. Graw-Hill Book Co. Inc., 1958.

[4] Davies, D. W. În : J. Inst. Met., nr. 101, 1973, p. 125.

[5] Wolfenden, A. și Robinson, W. H. În : Acta Metall., nr. 25, 1977, p. 823.

Cercetări privind reducerea consumului de energie electrică la grafitarea produselor cărbunoase

Ing. N. Marinescu
I.P.C.–Slatina
ing. C. Spoitu şi mat. Victoria Ciucu
C.C.P.T.A. – Slatina

CZ : 621.311.152 : 666.966

Transformarea produselor cărbunoase coapte, amorfe, în produse cu structură cristalină orientată se realizează prin procesul de grafitare. În urma acestei schimbări structurale rezistenţa mecanică a produselor scade şi creşte mult conductibilitatea electrică şi termică, care constituie proprietăţi cerute atît electrozilor siderurgici, cît şi electrozilor clorosodici.

Grafitarea este un proces endoterm, în care rolul principal îl are temperatura şi într-o măsură mult mai mică timpul de tratament termic. Intervalul de transformare structurală este cuprins între 1 500 şi 3 000°C şi în mod practic produsele cărbunoase încălzite la temperaturi sub 2 800°C nu realizează gradul de grafitare impus prin norme tehnice.

Realizarea acestor temperaturi ridicate, necesare evoluţiei procesului de grafitare, necesită un consum ridicat de energie electrică, deoarece cuptoarele industriale de grafitare funcţionează pe principiul încălzirii rezistive a produselor prin efect Joule.

Un factor de mare importanţă pentru evoluţia procesului în cuptoarele industriale de grafitare este viteza de creştere a temperaturii.

Produsele cărbunoase trebuie să prezinte în final o structură omogenă şi fără fisuri. În acest scop viteza de încălzire trebuie dirijată avînd în vedere şi sensibilitatea la şoc termic a produselor amorfe supuse încălzirii. Vitezele mici de încălzire limitează posibilitatea atingerii valorii superioare a temperaturii în cuptoarele industriale şi, implicit, conduce la scăderea randamentului termoenergetic al acestora.

Tehnica grafitării în cuptoare de tip Acheson, folosite în prezent, este deosebit de complexă prin faptul că trebuie avută în vedere influenţa următorilor factori : forma şi dimensiunile produselor supuse grafitării, structura şi natura materialului conductiv şi izolant, caracteristicile constructive ale cuptorului, tehnologia pregătirii corespunzătoare a cuptorului pentru procesul grafitării.

În figura 1 se prezintă schema generală a unui cuptor de grafitare, cuprinzînd încărcătura formată din produse carbonice supuse tratamentului termic, materialul rezistiv care asigură încălzirea prin efect Joule şi diferite zone de izolaţie termică şi electrică. Energia electrică furnizată cuptorului se transformă în căldură care în parte se pierde prin transfer termic, iar restul contribuie la ridicarea temperaturii întregului ansamblu, determinînd desfăşurarea procesului de grafitare. Cunoaşterea evoluţiei temperaturii în cuptor ar contribui la conducerea optimă a procesului, în sensul obţinerii unui grad superior de grafitare cu un consum redus de energie electrică. Cu mijloacele tehnice accesibile fazei industriale a procesului nu s-a putut măsura pînă în prezent temperatura în miezul cuptorului de grafitare.

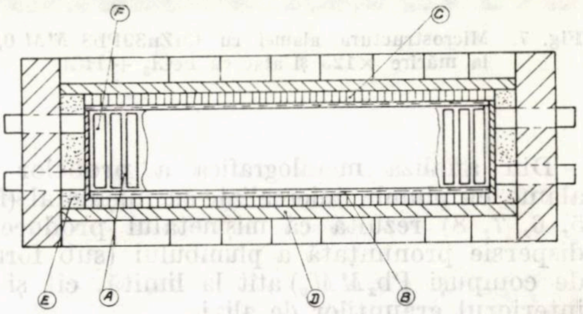


Fig. 1. Vedere de sus a cuptorului de grafitare :
A — zona materialului rezistiv dintre electrozi ;
B — zona materialului rezistiv în jurul electrozilor ;
C — zona materialului izolant proaspăt ;
D — zona materialului izolant vechi ;
E — zona materialului izolant special ;
F — Material supus grafitării

Deşi cantitatea de căldură care se degajă în cuptor este în strînsă corelare cu energia furnizată cuptorului, măsurarea acesteia din urmă nu este totdeauna suficientă pentru estimarea creşterii efective şi deci şi a vitezei de creştere a acesteia. Experienţa arată că între diferite zone de încărcătură se înregistrează diferenţe de temperatură de ordinul a 300—400°C, diferenţe ce se menţin pe toată durata procesului. În general se constată temperaturi mai scăzute în rîndul electrozilor din zona de boltă şi uneori în zona de vatră, iar zona capetelor electrozilor prezintă temperaturi mai scăzute faţă de centrul acestora.

Această repartizare neuniformă a fluxului termic impune un consum suplimentar de energie electrică, deoarece încălzirea trebuie realizată pînă atunci cînd toate zonele ating minimul de temperatură de 2 800°C. Realizarea acestui deziderat în condiţii economice avantajoase presupune stabilirea unei viteze optime de încălzire, respectiv a unei diagrame corespunzătoare de grafitare. În desfăşurarea procesului industrial, un rol deosebit de important îl are pregătirea cuptorului de grafitare în scopul unei bune conservări a energiei termice din cuptor prin diminuarea pierderilor prin transfer termic.

Folosirea unor materiale standard pentru zonele de izolaţie termică şi pentru zona rezistoare (materiale izolante şi conductive), gruparea electrozilor pe clase de diametre, precum şi stabilirea unui anumit aranjament al electrozilor supuşi grafitării uniformizează fluxul termic în cuptor şi asigură o izolaţie termică corespunzătoare.

Cercetarea vitezei optime de încălzire în condiţii bine precizate de pregătire a cuptorului pentru grafitare reprezintă una din căile care conduc la reducerea consumului de energie electrică în cazul acestui proces industrial energo-intensiv.

Cercetări preliminare

Pentru a contura principalii parametri tehnico-economici ai procesului industrial de grafitare, la Întreprinderea de produse cărbunoase — Slatina s-a analizat această activitate pe perioada 1975—1978.

Pe baza datelor culese s-a efectuat interpretarea statistico-matematică a următorilor parametri :

— consumul mediu de energie pe cuptor ;

— durata medie a unui ciclu de grafitare sub sarcină ;

— gradientul mediu de putere ;

— consumul specific de energie electrică pe tona de produs supus grafitării.

În tabelul 1 se prezintă aceşti parametri pentru perioada analizată. Ilustrarea grafică a acestora se prezintă în figurile 2—5.

Tabelul 1

Anul	Consum mediu, kWh/cuptor	Durată medie sub sarcină, h	Gradient de putere, kW/h	Consum specific, kWh/t
1975	276 456	92,14	3 029,50	4,80
1976	302 671	97,54	3 118,82	4,70
1977	333 719	105,56	3 188,12	4,60
1978	321 010	113,60	2 826,80	4,60

Consumul total a crescut începînd cu anul 1976, ca urmare a trecerii la cuptoare mărite, iar reducerea consumului specific se datorează unor măsuri tehnico-organizatorice, iniţiate începînd cu anul 1977.

Cercetări de optimizare a procesului de grafitare

În cazul procesului endoterm de grafitare a carbonului, rolul preponderent îl are temperatura realizată în cuptor, iar timpul de menţinere la o anumită temperatură condiţionează procesul numai sub aspectul uniformizării temperaturii în interiorul încărcăturii.

Relaţia care caracterizează creşterea temperaturii în procesul de grafitare este următoarea :

$$\theta = P \cdot R \cdot (1 - \exp(-t/T)) \quad (1)$$

în care :

θ este temperatura, °C ;

P — puterea furnizată cuptorului, kW ;

R — rezistenţa termică a cuptorului, °C/kW ;

t — timpul de menţinere sub sarcină, h ;

T — constanta de timp, h.

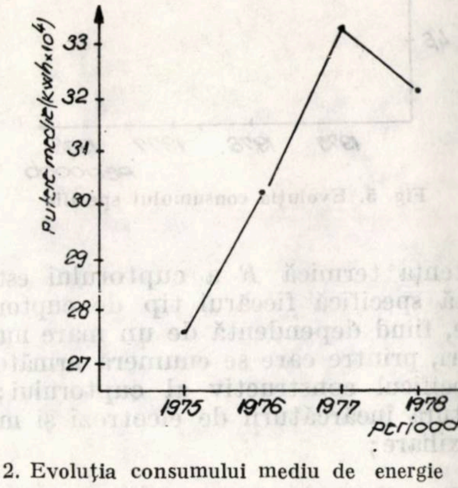


Fig. 2. Evoluţia consumului mediu de energie pe cuptor

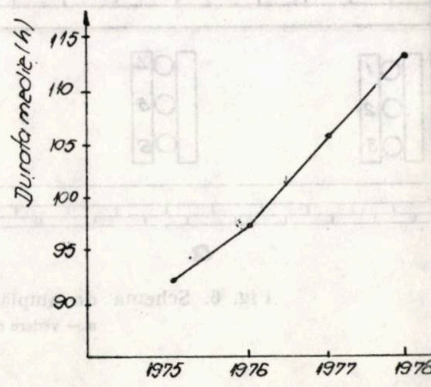


Fig. 3. Evoluţia duratei medii a unui ciclu de grafitare

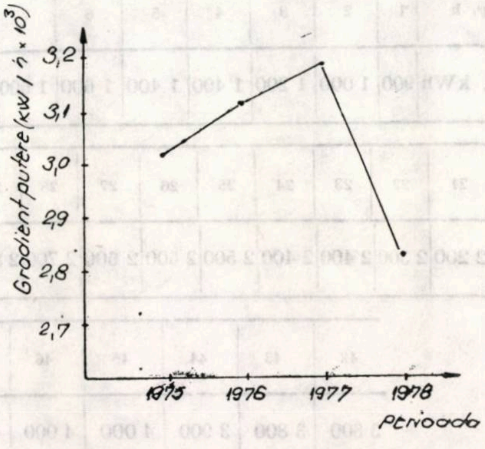


Fig. 4. Evoluţia gradientului de putere

Dintre variabilele relației (1), puterea furnizată P se poate măsura în mod practic, iar temperatura nu poate fi măsurată la scară industrială decît pînă la 1 300°C.

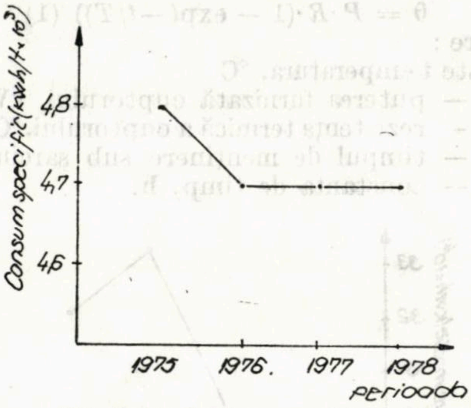


Fig. 5. Evoluția consumului specific

Rezistența termică R a cuptorului este o constantă specifică fiecărui tip de cuptor de grafitare, fiind dependentă de un mare număr de factori, printre care se enumeră următorii:

— specificul constructiv al cuptorului;

— natura încărcăturii de electrozi și materiale auxiliare;

— modul de încărcare (așezare electrozi, îndesare, tipodimensiunea electrozilor, compoziția electrozilor etc.);

— viteza de încălzire etc.

Constanta de timp T este dependentă de rezistența termică R prin relația:

$$T = R \cdot C$$

unde cu C s-a notat capacitatea termică a cuptorului.

Analiza diagramei vechi de grafitare. Lucrările de cercetare au urmărit cunoașterea datelor practice necesare determinării constantelor termice ce intră în relația (1), relație care caracterizează evoluția temperaturii în procesul de grafitare în funcție de puterea electrică furnizată.

Datele din literatura de specialitate precizează că există posibilitatea stabilirii corelației dintre puterea furnizată și temperatura rezultată, cu o precizie suficientă pe toată durata grafitării chiar în cazul cunoașterii modului de evoluție a temperaturii pînă la aproximativ 1 500°C.

Pentru culegerea datelor necesare s-a echipat un cuptor de grafitare cu termocuple Pt—Pt—Rh 10 %, așezate așa cum se arată în figura 6

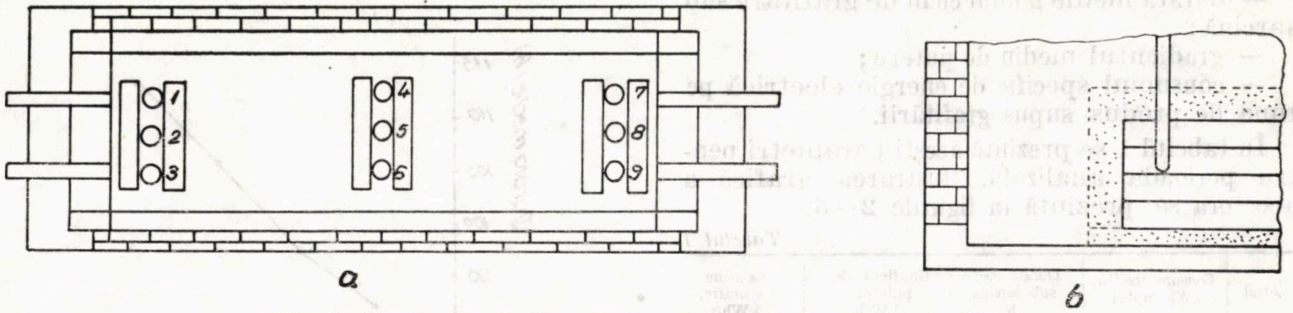


Fig. 6. Schema de amplasare a termocuplelor la cuptorul de grafitare:
a — vedere de sus; *b* — schema transversală prin 1

Tabelul 2

Timp, h	Putere, kWh
1	900
2	1 000
3	1 200
4	1 400
5	1 400
6	1 600
7	1 600
8	1 600
9	1 600
10	1 800
11	1 800
12	1 800
13	1 800
14	1 800
15	1 800
16	1 800
17	2 000
18	2 000
19	2 100
20	2 200
21	2 200
22	2 300
23	2 400
24	2 400
25	2 500
26	2 600
27	2 600
28	2 700
29	2 800
30	2 800
31	2 900
32	3 000
33	3 000
34	3 100
35	3 200
36	3 300
37	3 400
38	3 500
39	3 500
40	3 600
41	3 700
42	3 800
43	3 800
44	3 900
45	4 000
46	4 000
47	4 500
48	4 500
49	5 000
50	5 000
51	5 100
52	5 200
53	5 500
54	5 400

şi legate la un aparat înregistrator. Cuptorul s-a încărcat cu electrozi cu diametrul de 500 mm şi s-a pregătit conform unei tehnologii prescrise special.

Evoluţia temperaturii s-a urmărit pînă la 1 300°C, pentru a nu se distruge termocuplele.

Puterea necesară cuptorului s-a furnizat conform diagramei de grafitare prezentate în tabelul 2, folosită în mod curent pentru electrozi cu diametru mare. Pe baza măsurătorilor efectuate, în tabelul 3 se redă valoarea gradienţilor termici rezultaţi.

Tabelul 3

Intervale de temperatură, °C		Punct de măsurare 1	2	3	4	5	6	7	8	9	Medie
20—200	Gradienţi	60	60	14	30	30	50	33	33	325**	41
200—450		35	35	17	25	20	16	28	16	220**	24
450—900		26	26	18	30	17	17	26	18	150**	22
900—1 200		24	22	21*	31	19*	22	22	20*	60**	22

* Valori obţinute prin extrapolarea curbei
** Termocuplu defect (valorile nu s-au luat în calcul)

Examinarea datelor din tabelul 3 şi a curbelor de temperatură trasate în funcţie de timp a condus la formularea următoarelor observaţii :

— fluxul termic din cuptor are o distribuţie relativ uniformă în special la temperaturi de peste 450°C ;

— gradientul termic variază între limite destul de strînse, limite care se restrîng pe măsură ce creşte temperatura ;

— viteza medie de încălzire este de 41°C/h pînă la temperatura de 450°C şi de 22°C/h în intervalul 450—1 200°C, ceea ce nu corespunde caracteristicilor termodinamice ale produselor cărbunoase supuse grafitării ;

— deşi s-au constatat diferenţe mari de temperatură între anumite direcţii de măsurare, nu s-au constatat totuşi fisurări cauzate de eventualele şocuri termice.

Astfel măsurătorile şi observaţiile formulate au permis stabilirea unei diagrame termice noi, cu gradienţi termici corespunzători caracteristicilor termodinamice ale produselor.

Stabilirea noilor diagrame de putere. Constantele termice necesare stabilirii unei noi diagrame de putere s-au determinat pe baza măsurătorilor de temperatură cu ajutorul unui program întocmit pentru calculatorul Felix C—256. Prin determinarea apriori a diagramei termice corespunzătoare evoluţiei optime a procesului de grafitare şi prin cunoaşterea caracteristicilor termice ale cuptorului s-a stabilit un algoritm de calcul transpus în cadrul unui program pentru calculator, în scopul determinării diagramei de putere necesară atingerii parametrilor termici proiectaţi pe toată durata procesului.

Gradienţii termici folosiţi sînt prezentaţi în tabelul 4.

În tabelul 5 se prezintă diagrama termică propusă pentru a fi obţinută în cuptor şi diagrama de putere necesară realizării acesteia, aşa cum a rezultat prin programarea matematică efectuată.

Comparaţia între diagrama veche, diagrama rezultată din calcul, şi diagrama care o corectează (pe cea nouă), pe considerente de ordin tehnologic specifice cuptorului de grafitare, se prezintă în continuare în figura 7.

Diagrama stabilită s-a experimentat pe acelaşi cuptor pe care s-au efectuat măsurătorile, în

Tabelul 4

Interval de temperatură, °C	0—200	200—450	450—950	950—1 200	1 200—1 550	1 550—1 700	1 700—1 800
Gradient mediu, °C/h	55	54	30	37	50	40	40
Durată, h	4	4	17	7	7	2	1
Cumulat, h	4	8	25	32	39	41	44

Tabelul 5

Timp, h	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20
Temperatură, °C	55	110	165	221	277	333	389	439	484	524	559	592	622	650	676	70	723	746	769	792
Putere, kW	942	1 065	1 187	1 326	1 451	1 575	1 700	1 721	1 747	1 761	1 764	1 808	1 830	1 862	1 890	1 914	1 950	2 001	2 052	2 103

Timp, h	21	22	23	24	25	26	27	28	29	30	31	32	33	34	35	36	37	38	39	40	41	42
Temperatură, °C	822	852	882	912	942	984	1020	1056	1093	1130	1167	1204	1254	1364	1354	1404	1454	1504	1554	1611	1668	1782
Putere, kW	2 274	2 341	2 407	2 474	2 541	2 813	2 804	2 884	2 981	3 063	3 145	3 227	3 532	3 643	3 755	3 866	3 977	4 088	4 199	4 430	4 557	5 660

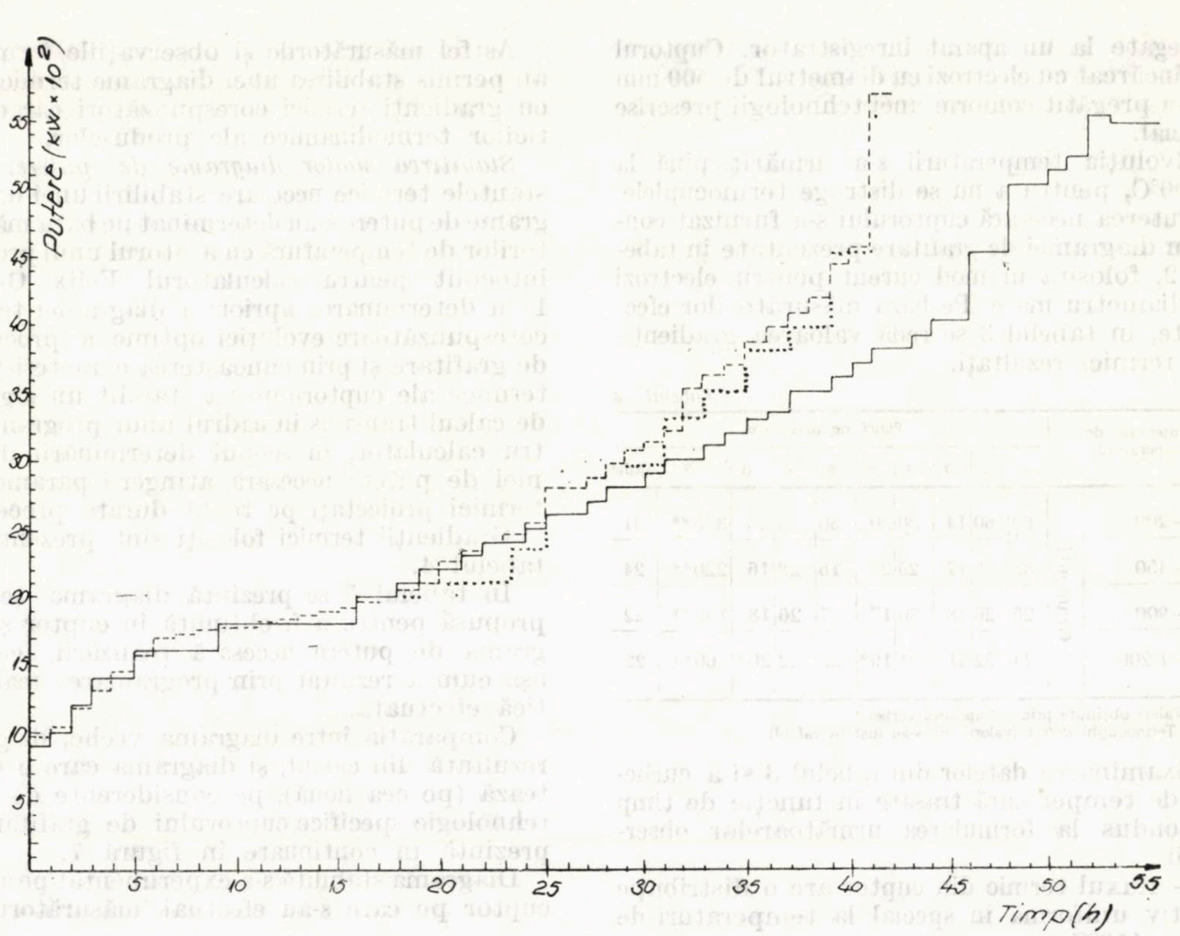


Fig. 7. Diagramele de putere (— diagrama veche ; — — — diagrama propusă ; × × × diagrama tehnologică)

scopul analizării vechii diagrame și s-a urmărit evoluția temperaturii în aceleași puncte.

În tabelul 6 se prezintă evoluția gradienților termici pentru diagrama veche, cei propuși prin calcul pentru noua diagramă și cei realizați efectiv. Analizînd datele din acest tabel se observă că gradienții termici obținuți, ca urmare a aplicării diagramei propuse, sînt foarte apropiați de cei stabiliți inițial.

Tabelul 6

Interval de temperatură, °C	Gradient diagramă veche, °C/h	Grad. diagramă nouă, °C/h	
		propus	realizat
20–200	41	55	55
200–450	24	54	57
450–900	22	30	38
900–1 200	22	37	37

Practic, diagrama nouă asigură un grad de grafitare superior și are o durată cu aproximativ 20 % mai scurtă față de cea folosită anterior începerii cercetării procesului industrial de grafitare. Această îmbunătățire a parametrilor procesului se reflectă și asupra reducerii consumului specific de energie electrică cu aproape 300 kWh pe tona de electrod încărcat.

Ulterior, prin folosirea aceleiași metodologii de determinare a diagramelor de putere, însă prin estimarea unor gradienți termici superiori, s-a determinat o nouă diagramă de putere cu aproximativ 30% mai scurtă decît diagrama veche. Aplicarea acesteia la scară industrială a condus la reducerea consumului specific de energie electrică cu aproximativ 500 kWh pe tona de electrod încărcat și la menținerea caracteristicilor de grafitare ale produsului finit în limitele prevăzute de normele în vigoare.

Concluzii

Măsurarea temperaturii în diferite puncte ale încărcăturii dintr-un cuptor de grafitare, chiar numai în limita de 1 300°C posibilă cu mijloacele tehnice de măsurare existente, a furnizat date suficiente pentru determinarea caracteristicilor termice ale cuptorului de grafitare.

În condițiile respectării stricte a tehnologiei de pregătire a cuptorului, pentru același tip constructiv și în funcție de încărcătură, prin determinarea caracteristicilor termice ale cuptorului și stabilirea apriori a unor diagrame termice succesive, s-a obținut, prin programare matematică, o diagramă de putere care optimizează procesul de grafitare în sensul menținerii gradului de grafitare și reducerea consumului de energie electrică.

Mat. Victoria Ciucu și mat. I. Ciucu
C.C.P.T.A.—Slatina

Strategia experimentală în studiul și elaborarea rețetelor pentru produse cărbunoase

CZ : 666.966 : 681.32

Stabilirea rețetei de fabricație a unui produs cărbunos necesită precizarea spectrului granulometric și a cantității de liant, care să confere produsului caracteristicile fizico-mecanice specifice.

Aceste caracteristici finale depind de asemenea într-o măsură foarte mare de caracteristicile intrinseci ale constituenților rețetei. Rezultă că în condițiile în care se schimbă natura materiilor prime trebuie modificată corespunzător rețeta de fabricație. Această schimbare se referă la existența curentă a mai multor sorturi din același tip de materie primă (de proveniență diferită), ale căror caracteristici sînt diferențiate.

Îmbunătățirea sau conceperea unor rețete noi de produse cărbunoase poate fi realizată prin aplicarea strategiei experimentale ale cărei etape pot fi rezolvate operativ prin folosirea tehnicii moderne de calcul. Aceasta deoarece prin utilizarea metodelor analizei de corelație, analizei dispersionale, analizei canonice, optimizărilor etc. apar probleme de o complexitate deosebită și care pot fi rezolvate prin intermediul programării matematice.

Strategia experimentală poate fi concepută pe următoarele direcții principale : programarea experiențelor și analiza datelor experimentale. În cadrul experimentărilor efectuate în scopul elaborării rețetelor se mențin constanți parametrii tehnologici pentru toate fazele de fabricație.

În programarea experiențelor se disting următoarele etape :

— stabilirea componentelor rețetei : variabile independente ;

— precizarea caracteristicilor fizico-mecanice ale produsului finit : variabile dependente ;

— stabilirea variantelor experimentale : valorile variabilelor independente și, implicit, a celor dependente pentru fiecare variantă precizată ;

— determinarea erorii de experimentare care rezultă la măsurarea variabilelor dependente, care trebuie să urmeze legea de distribuție normală.

Analiza datelor experimentale se desfășoară astfel :

— stabilirea modelului matematic, adică al dezvoltării unei relații funcționale între variabilele dependente și cele independente ;

— stabilirea optimului rețetei.

În cazul produselor cărbunoase, componentele rețetei sînt fracțiile granulometrice corespunzătoare materiilor prime ce compun produsul respectiv. Aceste fracții se cumulează pentru toate materiile prime și se grupează în clase granulometrice după anumite criterii tehnice. Astfel, dacă se notează cu A_i, $i = \overline{1, n}$ cele n materii prime, prin A_{ji}, $j = \overline{1, k}$ se înțelege fracția granulometrică corespunzătoare sitei j pentru materia primă i.

Cumularea unei fracții totale X_i se face cu relația :

$$X_i = \sum_{j=1}^{n} A_{ji}, \quad i = \overline{1, k}$$

Dată fiind exprimarea procentuală a fracțiilor este evidentă relația următoare :

$$\sum_{i=1}^{k} X_i = 100$$

Sumele parțiale ale fracțiilor totale se numesc clase granulometrice.

Pentru a prezenta concret unele aspecte care se pun în ceea ce privește elaborarea strategiei experimentale a produselor cărbunoase se va considera spre exemplu cazul electrozilor siderurgici.

Exemplul considerat nu va limita generalizarea abordării acestei probleme pentru orice tip de produse pe bază de amestecuri fizice.

Materiile prime de bază folosite la fabricarea electrozilor siderurgici sînt cocsul de petrol și smoala. În tabelul 1 se prezintă fracțiile granulometrice corespunzător sitelor granulometrice și gruparea specifică a fracțiilor în clase.

Așadar componentele rețetei de fabricație a electrozilor sînt variabile X_i, $i = \overline{1,3}$; Y_i, $i = \overline{1,5}$ și Z_i, $i = \overline{1,5}$ notate diferențiat pe clase granulometrice. O altă componentă a produsului este smoala care este folosită ca liant. Valoarea acesteia se va stabili diferențiat pentru fiecare variantă granulometrică, conform studiilor întreprinse în acest sens [1], prin care se precizează optimul de smoală ce trebuie inclus în amestecul granular respectiv.

Principalele caracteristici fizice ale electrozilor, care se iau în considerare în acest exemplu, sînt rezistența la compresiune notată cu y_1 și rezistivitatea electrică y_2. În cadrul programu-

Tabelul 1

Sita, mm	6,5	5	3,4	2,0	1,7	1,0	0,8	0,2	0,1	0,071	0,05	0,025	–0,025	Total
Fracţii, %	X_1	X_2	X_3	Y_1	Y_2	Y_3	Y_4	Y_5	Z_1	Z_2	Z_3	Z_4	Z_5	100
Clasa, %	Mare			Medie					Fină					100

lui experimental se vor fixa variante de experimentare prin precizarea tuturor fracţiilor granulometrice şi, implicit, a răspunsului fiecărui experiment, adică al valorilor măsurate ale lui y_1 şi respectiv y_2.

Fixarea punctelor experimentale se face după metoda reţelelor simplex, ţinîndu-se seamă de restricţiile tehnologice impuse claselor granulometrice.

Deoarece se va prezenta în continuare schema logică a unui program pentru calculator, prin care se generează punctele experimentale (mai puţin smoala Si), se vor folosi notaţii matriciale pentru componentele reţetei.

Astfel se va nota cu $X(i, j)$ fracţia granulometrică j, fixată la varianta experimentală i.

Restricţiile tehnologice impuse asupra claselor granulometrice şi care urmăresc între altele includerea spectrului total al fracţiilor în produs se prezintă în continuare astfel :

$$a_1 \leqslant \sum_{j=1}^{3} X(i, j) \leqslant b_1, \quad i = \overline{1, N_1} \tag{1}$$

$$a_2 \leqslant \sum_{j=1}^{5} Y(i, j) \leqslant b_2, \quad i = \overline{1, N_2} \tag{2}$$

$$a_3 \leqslant \sum_{j=1}^{5} Z(i, j) \leqslant b_3, \quad i = \overline{1, N_3} \tag{3}$$

$$\sum_{j=1}^{3} X(i, j) + \sum_{k=1}^{5} Y(i, k) + \sum_{l=1}^{5} Z(i, l) = 100 \tag{4}$$

$$i \in \{1, \ldots, N_1 \times N_2 \times N_3\}$$

Numărul minim de puncte experimentale N_1, N_2 şi N_3 menţionate în aceste relaţii va fi stabilit ulterior, iar limitele ai, bi, $i = \overline{1, 3}$ se stabilesc după criterii tehnologice.

Avînd în vedere restricţiile (1)—(4) se poate face precizarea că punctele de extrem ale reţelei simplex nu se vor considera ca în cazul general de tipul $(X_1, X_2, \ldots, X_{13}) = (0, \ldots, 100, \ldots 0)$ cu 100 în poziţia i, $i = \overline{1, 13}$, ci cu valori extreme stabilite pe clasele granulometrice respective. Se vor fixa aşadar în mod diferenţiat punctele experimentale pentru variabilele X, Y şi Z în raport cu restricţia tehnologică precizată.

În continuare se va exemplifica modul de fixare a punctelor reţelei simplex pentru variabila X. Notînd cu $C_1 = b_1 - a_1$, se consideră o divizare a intervalului $[a_1, b_1]$ prin punctele $l_1(k) = a_1 + C_1/k$, $K = 1, [C_1]$) ([·] — partea întreagă). Se defineşte $l_1(0) = a_1$ şi $l_1([C_1]) = b_1$.

Densitatea punctelor $l_1(k)$ este fixată de cercetător în funcţie de considerente de ordin tehnic.

Numărul minim de puncte experimentale n pentru fiecare condiţie limită $l_1(K)$ este precizat în funcţie de gradul polinomului de corelaţie m stabilit între variabilele dependente şi cele independente în număr de q, după relaţia :

$$n = C^{m}_{m+q-1} \tag{5}$$

Punctele experimentale X_i se iau egal distanţate şi de tipul următor :

$X_i = 0$, $l_1(K)/m$, $2l_1(K)/m, \ldots, l_1(K)$ în număr de $m + 1$.

Pentru a exemplifica modul în care se iau punctele reţelei simplex pentru componentele variabilei X, se prezintă pentru limita $l_1(K) = X_1 + X_2 + X_3$ şi gradul $m = 2$ al polinomului de corelaţie (tab. 2).

Tabelul 2

Variabila / Nr. experienţă	X_1	X_2	X_3
1	$l_1(k)$	0	0
2	0	$l_1(k)$	0
3	0	0	$l_1(k)$
4	$l_1(k)/2$	$l_1(k)/2$	0
5	$l_1(k)/2$	0	$l_1(k)/2$
6	0	$l_1(k)/2$	$l_1(k)/2$

Notînd cu N_k, $K = \overline{1, 3}$ numărul de puncte experimentat, stabilite conform relaţiei (5) pentru fiecare limită l_k, corespunzătoare claselor granulometrice respective, în figura 1 se va descrie schema logică a programului principal de

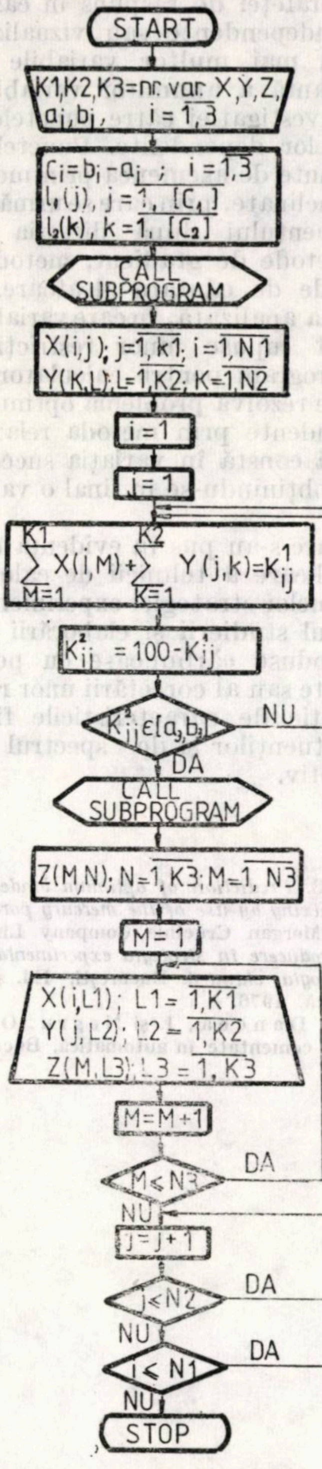

START
K1,K2,K3=nr. var. X,Y,Z,
a_i, b_i, i = 1,3
$C_i = b_i - a_i$; i = 1,3
$l_1(j)$, j = 1, [C1]
$l_2(k)$, k = 1, [C2]
CALL SUBPROGRAM
X(i,j); j=1,K1; i=1,N1
Y(K,L); L=1,K2; K=1,N2
i = 1
j = 1
$\sum_{M=1}^{K1} X(i,M) + \sum_{K=1}^{K2} Y(j,k) = K^1_{ij}$
$K^2_{ij} = 100 - K^1_{ij}$
$K^2_{ij} \in [a,b]$
NU
DA
CALL SUBPROGRAM
Z(M,N); N=1,K3; M=1,N3
M = 1
X(i,L1); L1 = 1,K1
Y(j,L2); L2 = 1,K2
Z(M,L3); L3 = 1,K3
M=M+1
M ≤ N3
DA
NU
j = j + 1
j ≤ N2
DA
NU
i ≤ N1
DA
NU
STOP

Fig. 1. Schema logică a programului de generare a punctelor experimentale

generare a punctelor reţelei simplex pentru ansamblul total al variabilelor.

Programul principal face apel la un subprogram care fixează punctele matricei de experimentare în funcţie de gradul polinomului considerat, numărul de variabile şi limitele l_k ale claselor.

Prin programul principal se afişează variantele reţelei simplex ale cărui număr este de $N_1 \times \times N_2 \times M$,unde $M \leqslant N_3$ limitat desigur de restricţiile (3) şi (4). Luarea în cadrul analizei statistice şi a modelării matematice ulterioare a tuturor variantelor experimentale listate prin program este la latitudinea cercetătorului, în sensul că anumite variante nesemnificative din punct de vedere teoretic şi practic pot fi excluse. Numărul minim de variante experimentale semnificative este în cazul considerat $p = C^m_{13+m-1}$.

Pentru cele p puncte selecţionate se stabileşte experimental optimul de smoală S_i, $i = \overline{1, p}$ corespunzător variantei granulometrice i, completîndu-se astfel tabelul matricei experimentale, generată prin program cu noua variabilă Si. Notind variabilele din tabelul 1, în ordinea cu X_i, $i = 1, 13$, se va defini $X_{14} = S$. Această renotare se face în scopul simplificării de prezentare a polinomului de corelaţie.

În fiecare variantă granulometrică se stabilesc răspunsurile respective y_1 şi y_2.

În scopul stabilirii distribuţiei erorii de experimentare se repetă experimentul pentru cîteva puncte experimentale.

Modelul matematic [2] al problemei studiate constă în dezvoltarea unei relaţii funcţionale între variabilele dependente y_1şi y_2 şi variabilele independente X_i, $i = \overline{1,14}$, experimentate astfel :

$$y_i = f_i(x_1, x_2, \ldots, x_{14}), \quad i = \overline{1,2} \qquad (6)$$

Funcţiile f_i exprimate de relaţia (6) sînt de tip polinomial, gradul acestora fiind testat progresiv pînă la obţinerea unui model statistic adecvat.

În general aceste funcţii se scriu în următoarea formă (folosind dezvoltarea în serie Taylor în jurul unui anumit punct) :

$$y_1 = b_0 + \sum_{i=1}^{14} b_i X_i + \sum_{i=1}^{13} \sum_{j=2}^{14} b_{ij} X_i X_j + + \sum_{i=1}^{14} b_{ii} X_i^2 + \ldots \qquad (7)$$

$$y_2 = C_0 + \sum_{i=1}^{14} C_i X_i + \sum_{i=1}^{13} \sum_{j=2}^{14} C_{ij} X_i X_j + + \sum_{i=1}^{14} C_{ii} X_i^2 + \ldots \qquad (8)$$

Coeficienţii b şi C ai relaţiilor (7) şi (8) se deduc folosind metoda celor mai mici pătrate prin intermediul unui program pentru calculator numit MODELCOR. Modelul elaborat astfel nu este un model real (adevărat), întrucît ar fi necesar pentru aceasta un număr infinit de experienţe.

Prin limitarea experienţelor la numai o selecţie din întreaga populaţie statistică, trebuie să se demonstreze generalitatea modelului în domeniul investigat. Aceasta se poate face prin aplicarea metodelor analizei dispersionale, stabilind cu ajutorul testelor statistice adecvanţa coeficienţilor modelului şi a modelului în general.

Programul MODELCOR include aceste teste şi stabileşte de asemenea şi coeficientul de corelaţie multiplă. În cazul cînd rezultă, conform testului aplicat, că modelul este inadecvat, se modifică forma polinomială şi se reia programul pînă cînd modelul corespunde testului. În această situaţie se analizează dacă coeficienţii modelului corespund testului; se elimină astfel cei necorespunzători şi se efectuează o nouă regresie pentru polinomul în forma redusă. De asemenea un parametru important este coeficientul de corelaţie multiplă care indică gradul de dependenţă al variabilelor problemei.

Următorul pas în analiza datelor experimentale îl constituie precizarea domeniului de valori ale variabilelor X_i, $i = \overline{1,15}$, astfel încît y_1 şi y_2 să admită valori optime sau anumite valori prestabilite.

Aceasta se poate realiza tot prin intermediul unor programe pentru calculator. În cazul în care forma polinomială este liniară, se foloseşte un pachet de programe OPALINE pentru calculatorul Felix C–256. În cazul în care polinomul de corelaţie este de tip neliniar, se aduce acesta la forma canonică de asemenea prin intermediul unui program pentru calculator. Aducerea polinomului la forma canonică permite reprezentarea suprafeţei de răspuns în cazul a două variabile independente sau vizualizarea acesteia în cazul mai multor variabile prin menţinerea constantă a anumitor variabile şi deci orientarea investigaţiei către punctele optime ale variabilelor dependente. Punctele de optim pot fi obţinute de asemenea prin metoda pantei celei mai înclinate, prin care se urmăreşte dirijarea experimentului după direcţia gradientului, alte metode de gradient, metode de relaxare şi metode de căutare aleatoare.

Pentru problema analizată, în care variabilele independente sînt supuse unor restricţii, se poate folosi un program pentru calculator [3], în cadrul căruia se rezolvă problema optimizării variabilelor dependente prin metoda relaxării.

Această metodă constă în variaţia succesivă a componenţilor, obţinîndu-se în final o valoare optimă globală.

În această lucrare s-au pus în evidenţă unele posibilităţi de aplicare a tehnicii de calcul la rezolvarea problemelor strategiei experimentale, efectuată în scopul studierii şi elaborării unor noi reţete de produse cărbunoase cu performanţe îmbunătăţite sau al corectării unor reţete existente în funcţie de caracteristicile fizicochimice ale constituenţilor şi de spectrul granulometric respectiv.

BIBLIOGRAFIE

[1] Wiggs, P. K. C. *Prediction of optimum binder contents of a carbon mixing by use of the mercury porosimeter*. Londra, The Morgan Crucible Company Limited.

[2] Mihail, R. *Introducere în strategia experimentării cu aplicaţii în tehnologia chimică*. Bucureşti, Ed. ştiinţifică şi enciclopedică, 1976.

[3] Hăngănuţ, M., Dancea, I. şi Negru, O. Programe FORTRAN comentate în automatică, Bucureşti, Ed. tehnică, 1974.

◆

Dr. ing. I. Negrea
I.I. Carbochim–Cluj-Napoca

Unele considerații privind prelucrarea metalelor cu ajutorul benzilor abrazive

CZ : 621.921.6

Abrazivii pe suport — hîrtiile și pînzele abrazive — se utilizează în marea lor majoritate sub forma unor benzi fără fine, care sînt puse în mișcare cu ajutorul unor discuri de contact sau sînt montate pe discuri, tamburi sau cilindri, care servesc în general ca suport al acestui tip de scule.

Benzile fără fine de abraziv pe suport prezintă, datorită lungimii lor mari, ca și datorită condițiilor favorabile de răcire în timpul funcționării, o durabilitate ridicată, precum și următoarele avantaje :

— capacitatea de așchiere foarte ridicată ;

— viteza de așchiere constantă ;

— o suprafață de contact mărită (în comparație cu suprafața de contact la abrazarea cu corpuri abrazive) ;

— posibilitatea utilizării unor granulații diferite pe o singură bandă abrazivă ;

— posibilitatea înlocuirii ușoare și rapide a benzilor uzate ;

— muncă fizică redusă etc., care sînt considerabile, atunci efectuarea unui studiu al abrazării cu benzi abrazive apare foarte justificată și necesară.

În cazul lucrării de față se descriu rezultatele obținute la studiul abrazării cu abrazivi pe suport sub formă de benzi fără fine.

În decursul operației de abrazare, banda abrazivă, reprezentată schematic în figura 1, atacă suprafața de prelucrat în modul indicat în figura 2.

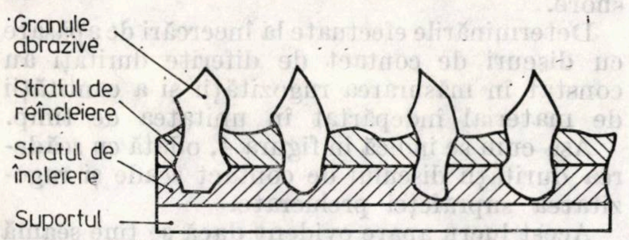


Fig. 1. Secțiune transversală printr-o bandă abrazivă

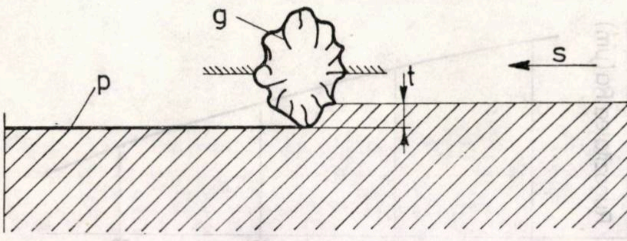


Fig. 2. Reprezentarea schematică a modului în care granula abrazivă atacă piesa :
g — granula abrazivă ; p — piesa ce se prelucrează ; t — adîncimea de așchiere ; s — direcția avansului piesei

Dacă se ține seamă de faptul că abrazarea cu benzi abrazive se aplică în general ca o operație de finisare, după operații de prelucrare ca : laminarea, tragerea, presarea, rabotarea, frezarea etc., atunci apare evident faptul că *granulația materialului abraziv* (*mărimea granulelor abrazive*) *și viteza de abrazare* constituie principalii factori care influențează asupra acestei operații.

Ca atare s-au luat în studiu în primul rînd acești doi factori.

În timp ce la corpurile abrazive granulația materialului abraziv constituie un factor ce se menține constant și are o influență constantă asupra parametrilor operației de abrazare (atît timp cît ceilalți parametri ai abrazării rămîn neschimbați), la abrazarea cu benzi abrazive *influența granulației materialului abraziv* variază în timp, pe măsură ce se uzează banda abrazivă.

În general, faptul că caracteristicile benzii abrazive nu constituie parametrii constanți ai sculei și nu pot fi reglați la o valoare constantă (cum se corectează viteza periferică a corpurilor abrazive, pe măsura micșorării diametrului lor, datorită uzurii) imprimă studiului operației de abrazare cu benzi abrazive un caracter deosebit de complex.

Determinările de abrazare cu benzi abrazive s-au făcut la două tipuri de mașini :

— mașină de abrazare cu bandă abrazivă cu un singur batiu și cu rolă pe valț basculant ;

— mașină de abrazare cu bandă abrazivă cu un batiu dublu și cu masă rulantă.

Aceste două tipuri de mașini au fost alese datorită faptului că sînt utilizate pe scară foarte largă. Primul tip se utilizează pentru prelucrarea diferitelor piese mici, iar cel de-al doilea tip se utilizează pentru prelucrarea tablelor și pieselor mari. Deci prin diversitatea pieselor prelucrate, cele două tipuri de mașini acoperă practic întregul domeniu de aplicare a operației de abrazare cu benzi abrazive.

Epruvetele prelucrate cu benzi abrazive de diferite granulații au fost confecționate din aluminiu, oțel și metale dure, pentru a cuprinde un domeniu cît mai mare de materiale ce se prelucrează curent prin abrazare cu benzi abrazive.

Deoarece abrazarea cu benzi abrazive se aplică mai mult ca o operație de finisare a suprafeței, s-a considerat că rezultatul încercărilor de abrazare cu benzi abrazive se poate evalua cel mai corect prin măsurarea rugozităţii suprafeţelor prelucrate.

În ceea ce priveşte productivitatea operaţiei de abrazare cu benzi abrazive, aceasta variază într-o măsură pronunţată în funcţie de gradul de uzură al benzii abrazive.

Productivitatea de aşchiere nu poate fi mărită prin mărirea presiunii de apăsare a benzii pe piesa de prelucrat, deoarece în felul acesta creşte viteza de uzare a benzii, creşte şi consumul de putere, iar calitatea suprafeţei prelucrate se înrăutăţeşte considerabil.

Măsurarea rugozităţii s-a făcut după 25% din perioada de durabilitate a benzii (curba *a*), după 75% (curba *b*) şi după 90% (curba *c*) din perioada de durabilitate a benzii.

Rezultatele determinărilor de rugozitate a pieselor prelucrate prin abrazare cu benzi abrazive sînt indicate în figura 3.

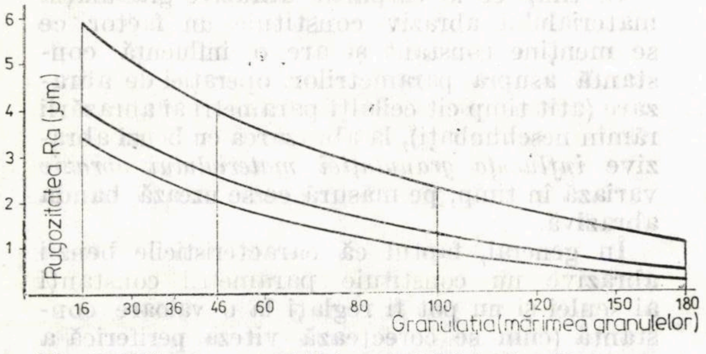


Fig. 3. Influenţa granulaţiei materialului abraziv asupra rugozităţii suprafeţei prelucrate

În cazul abrazării cu corpuri abrazive, rugozitatea pieselor prelucrate scade odată cu micşorarea mărimii granulelor abrazive, fiind în funcţie şi de parametrii operaţiei de abrazare (viteza de rotire a corpului abraziv, viteza de rotire a piesei, respectiv raportul dintre cele două viteze, valoarea adîncimii de tăiere, valoarea avansului piesei etc.).

Reglînd în mod corespunzător parametrii operaţiei de abrazare, rugozitatea pieselor prelucrate poate fi menţinută constantă şi, ca atare tehnologia abrazării cu corpuri abrazive se poate stabili într-un mod simplu pentru producţia în serie mare.

În cazul abrazării cu benzi abrazive, aşa cum au indicat determinările efectuate, nici productivitatea abrazării şi nici rugozitatea pieselor prelucrate nu pot fi menţinute constante. Aceşti parametri variază foarte pronunţat în funcţie de starea de uzură a benzii abrazive, aşa cum arată rezultatele din figura 3.

La elaborarea tehnologiilor de abrazare cu benzi abrazive trebuie să se ţină seamă de această caracteristică a operaţiei, determinîndu-se în mod corespunzător parametrii regimului de abrazare, în vederea obţinerii în final a unei calităţi constante a pieselor lucrate.

O altă caracteristică a prelucrării cu benzi abrazive, care o diferenţiază fundamental faţă de abrazarea cu corpuri abrazive, o constituie faptul că nici un parametru fundamental al operaţiei de abrazare, cum ar fi de exemplu granulaţia materialului abraziv, nu poate fi studiată în condiţii constante, fără ca acest parametru să varieze ireversibil în timp şi fără să nu fie influenţat de factori exteriori (care nu apar la abrazarea cu corpuri abrazive).

Un asemenea factor exterior îl constituie sculele sau materialele auxiliare folosite la abrazarea cu benzi abrazive.

O sculă auxiliară cu influenţă hotărîtoare asupra rezultatului operaţiei de abrazare o constituie discul de contact.

Discurile de contact se prezintă sub formă danturată sau nedanturată. Discurile de contact danturate se execută cu dinţi de diferite înclinaţii şi avînd paşi diferiţi (distanţe diferite între dinţi). De asemenea materialele din care se execută discurile de contact pot fi de tipuri foarte diferite. De exemplu, discurile de contact pot fi executate cu un strat de acoperire periferică, din cauciuc, din materiale plastice de diferite durităţi sau din ţesături de cord cauciucat de diferite durităţi sau din lamele de material plastic, de asemenea de diferite durităţi.

În cadrul studiului efectuat s-a urmărit şi influenţa caracteristicilor discului de contact asupra rezultatului operaţiei de abrazare cu benzi abrazive. Discul de contact are rolul de a apăsa banda abrazivă flexibilă şi moale pe suprafaţa piesei ce se prelucrează.

O caracteristică principală a discurilor de contact o constituie *duritatea acestora*. Duritatea discurilor de contact variază în general de la foarte moale, corespunzător la 40 grade shore, pînă la foarte dur, corespunzător la 95 grade shore.

Determinările efectuate la încercări de apăsare cu discuri de contact de diferite durităţi au constat în măsurarea rugozităţii şi a cantităţii de material îndepărtat în unitatea de timp.

Aşa cum se indică în figura 4, odată cu scăderea durităţii discului de contact scade şi rugozitatea suprafeţei prelucrate.

Acest lucru apare evident dacă se ţine seamă de faptul că forţa de apăsare la un disc de con-

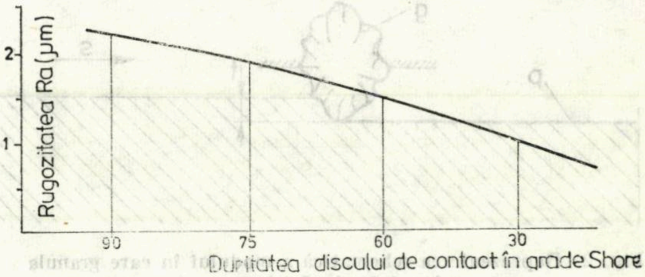


Fig. 4. Influenţa durităţii discului de contact asupra rugozităţii suprafeţei prelucrate

tact moale se repartizează pe o suprafață de contact mai mare decît în cazul unui disc dur, astfel încît presiunea pe unitatea de suprafață devine mai mică. Datorită acestui fapt, granulele abrazive nu mai pătrund atît de adînc în piesa pe care o prelucrează și, ca urmare, scade rugozitatea suprafeței abrazate, dar scade și randamentul de abrazare (cantitatea de material îndepărtat în unitatea de timp).

Urmărind variația cantității de material îndepărtat prin abrazare, în funcție de duritatea discului de contact, se obțin rezultate, adică, dacă discul de contact este mai dur crește cantitatea de material îndepărtat prin abrazare. Rezultatele obținute sînt indicate în figura 5.

O altă caracteristică a discului de contact, care influențează asupra rezultatului procesului de abrazare cu benzi abrazive, o constituie *diametrul discului de contact.*

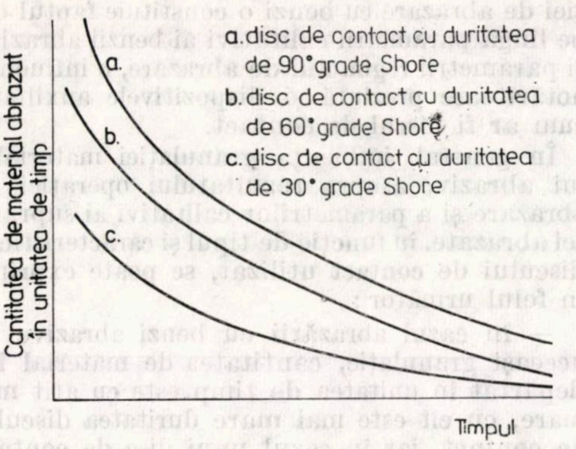


Fig. 5. Influența durității discului de contact asupra cantității de material îndepărtat prin abrazare

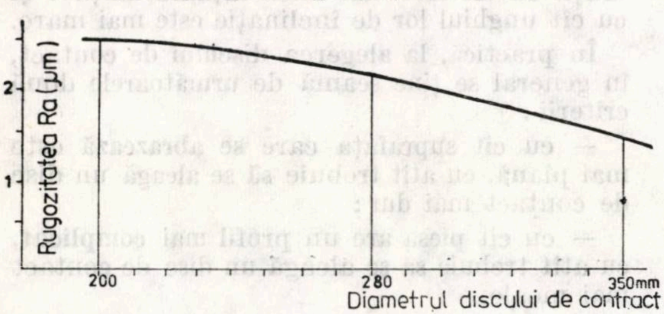


Fig. 6. Influența diametrului discului de contact asupra rugozității suprafeței abrazive

Influența diametrului discului de contact asupra valorilor de rugozitate ale suprafețelor abrazate se indică în graficul din figura 6.

Dacă diametrul discului de contact este mai mic, crește cantitatea de material îndepărtat în unitatea de timp, dar crește și rugozitatea. Mărind diametrul discului de contact, crește suprafața de contact, iar presiunea de apăsare rămasă neschimbată se repartizează pe o suprafață mai mare și evident scade rugozitatea, ca și cantitatea de material îndepărtat prin abrazare.

Ca atare pentru procesul de degroșare, cînd se lucrează cu granulații mari, trebuie să se utilizeze discuri de contact cu diametrul mic, iar la procesul de finisare trebuie să se utilizeze discuri cu diametrul mare.

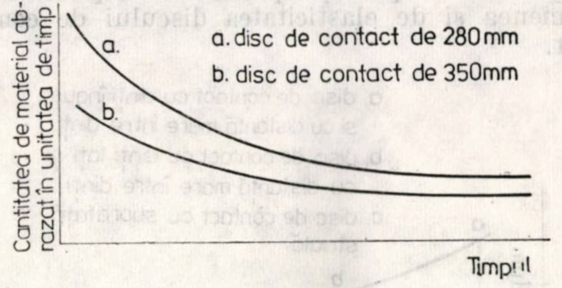


Fig. 7. Influența diametrului discului de contact asupra cantității de material îndepărtat prin abrazare în unitatea de timp

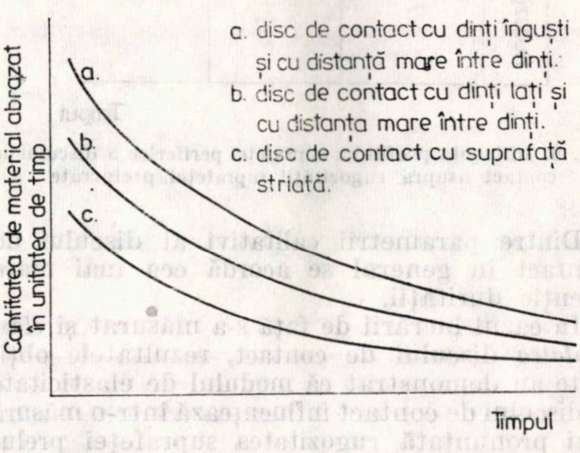


Fig. 8. Influența suprafeței periferice a discului de contact asupra cantității de material îndepărtat prin abrazare în unitatea de timp

Determinările efectuate în cazul studiului de față au relevat o caracteristică specifică a operației de abrazare cu corpuri abrazive. Aceasta constă în faptul că diametrul discului de contact influențează într-o măsură mai mare asupra rugozității suprafeței prelucrate decît însăși granulația materialului abraziv.

Ca atare, diametrul discului de contact trebuie să fie corelat cu tipul operației de abrazare la care se utilizează benzile abrazive.

În cazul discurilor de contact cu profil danturat, *numărul și lățimea dinților* influențează atît asupra rugozității suprafeței prelucrate, cît și asupra cantității de material îndepărtat prin abrazare.

Cu cît este mai mare forța de apăsare pe unitatea de suprafață, cu atît este mai mare adîncimea de tăiere a granulelor abrazive. Deci, cu cît profilul discului de contact prezintă dinți mai înguști și o distanță mai mare între dinți, cu atît va fi mai mare cantitatea de metal îndepărtat în unitatea de timp, aşa cum arată rezultatele din figura 8.

Profilul discului de contact influenţează şi asupra rugozităţii suprafeţei prelucrate. Rezultatele determinărilor sînt indicate în figura 9. Rugozitatea suprafeţei prelucrate depinde de asemenea şi de elasticitatea discului de contact.

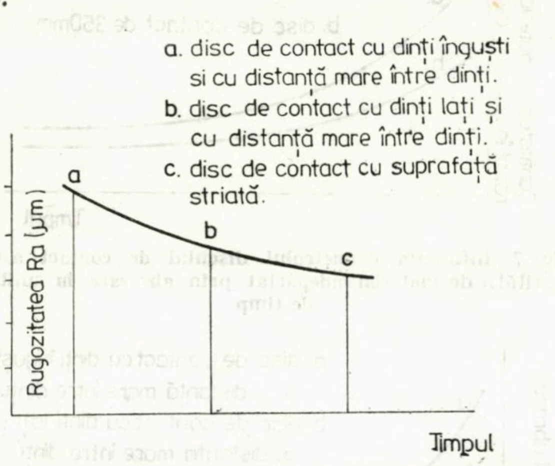


Fig. 9. Influenţa profilului suprafeţei periferice a discului de contact asupra rugozităţii suprafeţei prelucrate

Dintre parametrii calitativi ai discului de contact în general se acordă cea mai mare atenţie durităţii.

În cazul lucrării de faţă s-a măsurat şi *elasticitatea* discului de contact, rezultatele obţinute au demonstrat că modulul de elasticitate al discului de contact influenţează într-o măsură mai pronunţată rugozitatea suprafeţei prelucrate decît duritatea discului de contact.

Pe baza rezultatelor din lucrarea de faţă se poate propune ca producătorul să marcheze pe discurile de contact şi valoarea modulului de elasticitate al acestora.

Un alt parametru calitativ al discului de contact, care influenţează asupra rezultatului operaţiei de abrazare, îl constituie *unghiul de înclinaţie al dinţilor discurilor de contact danturate.*

În studiile apărute pînă la ora actuală cu privire la abrazarea cu benzi abrazive problema discurilor de contact este în general tratată numai sub aspectele durităţii şi diametrului lor.

Rezultatele încercărilor prezentate în cadrul acestei lucrări indică faptul că benzi abrazive cu aceeaşi granulaţie pot efectua operaţii de finisare şi de degroşare numai prin simpla modificare a unghiului de înclinaţie a dinţilor discului de contact în cazul utilizării unor discuri de contact cu înclinaţia dinţilor mai mică de 30°.

Studiul efectuat a demonstrat clar că nu se poate determina o relaţie între granulaţia benzii abrazive şi calitatea suprafeţei prelucrate sau cantitatea de metal îndepărtat în unitatea de timp, în cazul abrazării cu benzi abrazive, fără să se ţină seamă de tipul şi caracteristicile discului de contact.

Din cele de mai sus se desprind două caracteristici fundamentale ale abrazării cu benzi abrazive, care implică un caracter diferit acestei operaţii faţă de operaţia de abrazare cu corpuri abrazive.

Prima trăsătură caracteristică o constituie faptul că parametrul calitativ principal al unei scule abrazive, care este granulaţia materialului respectiv, în cazul abrazării cu benzi, variază ireversibil în funcţie de timp. Capacitatea de aşchiere a granulelor abrazive, unghiul lor de atac etc. se modifică ireversibil pînă la uzarea completă a benzii abrazive, spre deosebire de abrazarea cu corpuri abrazive, la care prin autoascuţire se regenerează continuu muchiile tăietoare ale granulelor.

Cea de-a doua caracteristică specifică a operaţiei de abrazare cu benzi o constituie faptul că, pe lîngă parametrii calitativi ai benzii abrazive şi parametrii regimului de abrazare, o influenţă hotărîtoare prezintă şi dispozitivele auxiliare, cum ar fi discul de contact.

În general, influenţa granulaţiei materialului abraziv, asupra rezultatului operaţiei de abrazare şi a parametrilor calitativi ai suprafeţei abrazate, în funcţie de tipul şi caracteristicile discului de contact utilizat, se poate exprima în felul următor:

— în cazul abrazării cu benzi abrazive de aceeaşi granulaţie, cantitatea de material îndepărtat în unitatea de timp este cu atît mai mare, cu cît este mai mare duritatea discului de contact, iar în cazul unui disc de contact danturat, cu cît este mai mare distanţa dintre dinţi, cu cît este mai mică lăţimea dinţilor şi cu cît unghiul lor de înclinaţie este mai mare.

În practică, la alegerea discului de contact, în general se ţine seamă de următoarele două criterii:

— cu cît suprafaţa care se abrazează este mai plană, cu atît trebuie să se aleagă un disc de contact mai dur;

— cu cît piesa are un profil mai complicat, cu atît trebuie să se aleagă un disc de contact mai moale.

Aceste două criterii aplicate în practică nu permit exploatarea tuturor posibilităţilor de reglare a parametrilor operaţiilor de abrazare pe care le oferă discul de contact. Rezultatele practice obţinute şi concluziile prezentate permit şi obligă proiectarea unor noi forme şi profiluri de discuri de contact mai judicios corelate cu tipul operaţiei de abrazare la care se utilizează, prin aceasta asigurînd un spor considerabil al randamentului operaţiei de prelucrare cu benzi abrazive.

Determinările efectuate au indicat că odată cu *creşterea vitezei de abrazare* creşte cantitatea de material îndepărtat în unitatea de timp şi scade rugozitatea piesei prelucrate. Rezultatele determinate sînt indicate în figurile 10 şi 11.

Viteza optimă de abrazare depinde atît de natura materialului de prelucrat, cît şi de profilul suprafeţei de prelucrat.

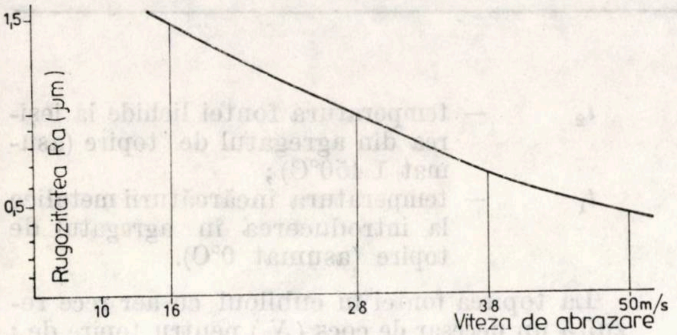


Fig. 10. Influenţa vitezei de abrazare asupra rugozităţii suprafeţei abrazate

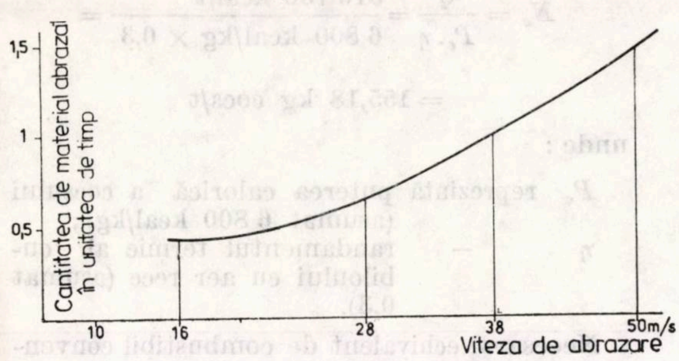


Fig. 11. Influenţa vitezei de abrazare asupra cantităţii de material îndepărtat prin abrazare în unitatea de timp

Deşi în diferitele indicaţii practice apărute în literatura de specialitate se dau recomandări cu privire la vitezele optime de aşchiere, acestea nu pot fi luate în considerare fără să se ţină seamă de tipul maşinii la care se execută operaţia.

Astfel, rezumînd vitezele de abrazare recomandate în diferitele surse din literatura de specialitate, indicate în tabelul 1, se observă că valorile recomandate pentru vitezele de abrazare (viteza benzii) variază între limite foarte largi.

Tabelul 1

Materialul	Viteza de abrazare, m/s
Aliaje uşoare	30—55
Fontă	30—40
Oţel (cu pînă la cca 2 %C)	30—55
Oţel inoxidabil aliat pentru scule	20—30
Metale sinterizate şi metale dure	10—15
Bronz, aramă, cupru, zinc	30—45
Materiale plastice (termoplastice)	5—25

Faptul că la ora actuală se utilizează circa 40—50 diferite tipuri de maşini de prelucrare cu benzi abrazive, numai pentru prelucrarea metalelor, la care se mai adaugă o gamă largă de tipuri de maşini de prelucrat cu benzi abrazive a altor materiale, implică o dificultate deosebit de mare la elaborarea unei tehnologii unitare de abrazare cu benzi abrazive.

Pentru a se crea premisele necesare elaborării unei tehnologii unitare, se consideră că se impune în primul rînd introducerea unei standardizări în domeniul utilizării benzilor abrazive. Această standardizare ar include în primul rînd discurile de contact, rolele de antrenare a benzilor, întinderea şi reglarea benzii, precum şi acţionările principale.

De asemenea, producătorii de maşini de prelucrare cu benzi abrazive ar trebui să prevadă posibilitatea reglării fără trepte atît a avansului, cît şi a turaţiei rolelor şi discurilor de contact.

Prin introducerea acestor măsuri de standardizare, ar deveni posibilă elaborarea unei tehnologii unitare de abrazare cu benzi abrazive, aşa cum există în cazul abrazării cu corpuri abrazive şi de asemenea s-ar asigura şi posibilitatea extinderii pe scară largă a acestei operaţii economicoase de prelucrare.

Studiul efectuat a relevat şi aceea că producătorului de benzi abrazive îi sînt de asemenea încă deschise căi pentru ridicarea calităţii produsului şi diversificarea sortimentaţiei acestuia, în vederea măririi randamentului de abrazare şi a extinderii aplicabilităţii acestei operaţii. Asemenea căi sînt:

— mărirea rezistenţei îmbinării benzii în vederea asigurării posibilităţii de mărire a vitezei de abrazare;

— micşorarea alungirii suportului pentru a se putea mări întinderea acestuia, precum şi viteza de abrazare (viteza benzii);

— introducerea în tehnologia de fabricare a unor tratamente de antistatare, în vederea eliminării electricităţii statice acumulate în bandă în decursul operaţiei de abrazare, ceea ce ar duce implicit la reducerea gradului de îmbîcsire a benzii;

— elaborarea tehnologiilor de fabricare a benzilor abrazive cu diferite densităţi de granule pe unitatea de suprafaţă a stratului abraziv, în vederea asigurării unor condiţii optime de răcire a benzii în cazul prelucrării unor materiale termosensibile.

În final se poate aprecia că cele cîteva considerente prezentate constituie o bază de plecare pentru adîncirea studiului operaţiei de prelucrare cu benzi abrazive, ţinînd seamă şi de materialele ce se prelucrează (metale, plastice, lemn etc.), cunoscută fiind influenţa hotărîtoare a acesteia, în special ca operaţie finală în tehnologia prelucrătoare.

* * *

Analiza energetică comparativă privind topirea în cubilou și în cuptor electric prin inducție a fontei pentru turnarea în piese

Ing. C. Pancu
I.C.S.I.T.P.S.C.-București

CZ : 621.311.152 : 621.745

În actuala conjunctură energetică mondială nu mai este indiferent nimănui cu ce consumuri de materiale și de energie se realizează produsele, urmărindu-se permanent obținerea acestora cu un consum minim posibil de materiale și energie totală înglobată. Acest deziderat este de mare actualitate și în producția de piese turnate, sector de activitate mare consumator de materiale și energie de toate formele.

În această lucrare se analizează sub aspect energetic posibilitățile de obținere a fontei lichide elaborată în cubilou cu aer rece și în cuptor electric prin inducție.

Pentru început, se consideră necesară precizarea unor probleme, prezentate mai jos :

— Urmare instrucțiunilor actuale, toate calculele legate de consumul de energie se raportează la energia electrică produsă în termocentrale pe bază de păcură. În lucrare însă, toate consumurile energetice au fost transformate în combustibil convențional, pentru a putea fi comparate.

— În cubilou se poate folosi pentru topire numai cocs de turnătorie, pentru care țara noastră dispune de resurse limitate de cărbuni cocsificabili, astfel că baza de asigurare cu cocs de turnătorie rămîne importul.

— În termocentrale se pot arde pe lîngă combustibilii folosiți în prezent (gaz metan, păcură, cărbuni) și cărbuni inferiori ori șisturi bituminoase din țară, precum și păcură din import cu conținut ridicat de sulf, care nu se pot utiliza la topirea fontei decît prin convertirea în energie electrică și apoi în energie termică.

— Pentru fiecare MW putere instalată la cuptoarele electrice de topire în turnătorii, trebuie să fie realizată anterior în termocentrale o putere de 1,2 MW, care să „alimenteze'' transformatoarele cuptoarelor.

Din literatura tehnică de specialitate se cunoaște că pentru obținerea unei tone de fontă lichidă la temperatura de 1 450°C (temperatură reală determinată cu pirometru de imersiune) este necesară o cantitate de căldură (Q) de 316 750 kcal, calculată astfel :

$$Q = [0{,}215\ (t_2 - t_1) + 5] \times 1\,000,\ \text{kcal/t}$$

unde :

0,215 este căldura specifică a fontei, kcal/kg°C ;
t_2 — temperatura fontei lichide la ieșirea din agregatul de topire (asumat 1 450°C) ;
t_1 — temperatura încărcăturii metalice la introducerea în agregatul de topire (asumat 0°C).

La topirea fontei în cubiloul cu aer rece rezultă un necesar de cocs (N_c) pentru topire de :

$$N_c = \frac{Q}{P_c \cdot \eta} = \frac{316\,750\ \text{kcal/t}}{6\,800\ \text{kcal/kg} \times 0{,}3} =$$

$$= 155{,}18\ \text{kg cocs/t}$$

unde :

P_c reprezintă puterea calorică a cocsului (asumat 6 800 kcal/kg) ;
η — randamentul termic al cubiloului cu aer rece (asumat 0,3).

Necesarul echivalent de combustibil convențional pentru topire (N_{cct}) va fi :

$$N_{cct} = N_c \frac{7\,000\ \text{kcal/kg cc}}{6\,800\ \text{kcal/kg cocs}} =$$

$$= 150{,}83\ \text{kg cc/t}$$

Pentru funcționarea instalațiilor de captare și epurare a gazelor arse evacuate din cubilou (depoluare) este necesară o energie (N_{ccd}) de circa 14 kWh pe tona de fontă lichidă elaborată, rezultînd un consum de combustibil convențional necesar pentru producerea acestei energii în termocentrale de :

$$N_{ccd} = 14\ \text{kWh/t} \times 0{,}377\ \text{kg cc/kWh} =$$

$$= 5{,}28\ \text{kg cc/t}$$

Însumînd necesarul de combustibil pentru topire și pentru depoluare rezultă un necesar total de combustibil convențional (N_{cc1}) pentru obținerea unei tone de fontă lichidă din cubilou la temperatura de 1 450°C, de :

$$N_{cc1} = N_{cct} + N_{ccd} = 150{,}83 + 5{,}28 =$$

$$= 156{,}11\ \text{kg cc/t}$$

La topirea fontei în cuptorul electric prin inducţie, folosind încărcătură metalică rece, este necesară o energie electrică (N_e) de:

$$N_e = \frac{Q}{E_c \cdot \eta} = \frac{316\,750 \text{ kcal/t}}{860 \text{ kcal/kWh} \times 0{,}7} =$$

$$= 526{,}16 \text{ kWh/t}$$

unde:

E_c este echivalentul caloric al unui kWh;

η — randamentul termic al cuptorului electric de inducţie (asumat 0,7).

La acest necesar de energie pentru topirea propriu-zisă se mai consumă:

a) 20—25 kWh/t pentru menţinerea la temperatură (asumat 25 kWh/t);

b) 10—15 kWh/t pentru diverse operaţii tehnologice la elaborarea fontei, ca modificare, aliere etc. (asumat 12,50 kWh/t).

Rezultă un necesar total de energie (N_{et}) pentru topire şi menţinerea fontei pînă la turnarea în piese de:

$$N_{et} = 526{,}16 + 25{,}00 + 12{,}50 = 563{,}66 \text{ kWh/t}$$

Necesarul echivalent de combustibil convenţional pentru topire în cuptor electric (N_{cc2}) va fi:

$$N_{cc2} = 563{,}66 \text{ kWh/t} \times 0{,}377 \text{ kg cc/kWh} =$$

$$= 212{,}50 \text{ kg cc/t}$$

Analizînd comparativ consumul de combustibil convenţional pentru obţinerea unei tone de fontă lichidă (la temperatura reală de 1 450°C), din cubilou sau din cuptor electric de inducţie, se constată următoarea diferenţă:

$$N_{cc2} - N_{cc1} = 212{,}50 - 156{,}11 =$$

$$= 56{,}39 \text{ kgcc/t sau în procente,}$$

$$\frac{N_{cc2} - N_{cc1}}{N_{cc1}} \times 100 = \frac{56{,}39}{156{,}11} \times 100 = 36{,}12\,\%$$

Rezultă că la topirea fontei în cuptor electric prin inducţie se realizează un consum energetic global mai mare cu peste 30% faţă de topirea în cubilou

Se menţionează că la consumul energetic global se iau în calcul toate randamentele şi pierderile de energie de la arderea combustibilului în termocentrală şi pînă la locul de folosire a energiei electrice pentru topire.

În cazul cînd la topirea fontei în cuptor electric prin inducţie se foloseşte încărcătură metalică preîncălzită la circa 400°C, în instalaţii cu flacără directă consumul energetic global se îmbunătăţeşte. Cantitatea de căldură (Q_1) necesară pentru preîncălzirea unei tone de fontă brută (încărcătură metalică) la 400°C este de:

$$Q_1 = [(0{,}215 \times 400) + 5] \times 1\,000 = 91\,000 \text{ kcal/t}$$

$$N_{cc1} = \frac{91\,000 \text{ kcal/t}}{7\,000 \text{ kcal/kg cc} \times 0{,}6} = 21{,}67 \text{ kg cc/t}$$

(0,6 fiind estimat randamentul termic al instalaţiei de încălzire cu flacără).

Topirea fontei în cuptor electric din încărcătură preîncălzită la 400°C necesită următorul consum energetic:

$$Q_1' = [0{,}215(1\,450 - 400) + 5] \times 1\,000 =$$

$$= 230\,750 \text{ kcal/t}$$

$$N_e' = \frac{230\,750 \text{ kcal/t}}{860 \text{ kcal/kWh} \times 0{,}7} = 383{,}30 \text{ kWh/t}$$

$$N_{cc1}'' = 383{,}30 \text{ kWh/t} \times 0{,}377 \text{ kg cc/t} =$$

$$= 144{,}50 \text{ kg cc/t}$$

Cumulat, consumul de combustibil pentru preîncălzire şi topire va fi:

$$N_{cc2}' = N_{cc1}' + N_{cc1}'' = 21{,}67 + 144{,}50 =$$

$$= 166{,}17 \text{ kg cc/t}$$

Economia de combustibil între topirea fontei în cuptor electric din încărcătură rece şi topirea din încărcătură preîncălzită va fi:

$$N_{cc2} - N_{cc2}' = 212{,}50 - 166{,}17 = 46{,}33 \text{ kg cc/t}$$

Pe baza analizei comparative prezentate şi ţinînd seamă de actuala conjunctură energetică mondială, cînd, de la 1.X.1979, preţul ţiţeiului a ajuns la 24,6 dolari per baril, echivalent cu circa 170 dolari per tonă; în ţara noastră, ca urmare a dezvoltării industriei, necesarul de energie de toate formele cunoaşte o creştere accentuată, se impun unele reconsiderări care să poată contribui la o orientare corespunzătoare conjuncturii actuale şi de perspectivă în alegerea procedeului de topire a fontei în turnătoriile de piese. În acest sens, se prezintă mai jos unele aspecte economico-energetice, cu privire la agregatele de topire a fontei şi a consumului de energie pentru topire.

1) Trebuie să fie reconsiderate sub un nou aspect randamentele termice ale agregatelor de topire, luînd în calcul consumul energetic global şi nu consumul sau randamentul parţial al procedeului cum s-a procedat pînă la declanşarea crizei energetice. Dacă se compară randamentul termic al cubiloului cu aer rece (în medie 30%) cu randamentul termic al cuptorului electric de inducţie (circa 70%) avantajul apare evident în favoarea cuptorului electric, dar aceasta luînd în considerare pierdererile de energie aferente cuptorului numai ,,pînă la poarta întreprinderii consumatoare". Dacă se au în vedere, aşa cum este normal, pierderile de energie pe tot traseul *cuptor electric — termocentrală* (care are un randament de circa 30%), atunci randamentul termic global (integral) pentru topirea electrică a fontei devine (70 × 30) : 100 = 21%, deci inferior randamentului termic al cubiloului.

Rezultă de aici că modul inginerilor şi proiectanţilor de a analiza aspectele energetice trebuie să fie puţin schimbat, nu în sensul de a renunţa la progresul tehnic ci de a evita risipa de energie, ori topirea electrică a fontei acolo unde cubiloul satisface cerinţele calitative ale pieselor turnate înseamnă risipă de energie.

Este adevărat că din motive bine cunoscute, turnătorii preferă să elaboreze fonta în cuptor electric datorită în principal posibilităţilor de a obţine o fontă mai caldă şi cu o compoziţie chimică controlată, dar aceste preferinţe nu sînt suficiente pentru justificarea alegerii procedeului, pentru aceasta fiind necesar a se lua în consideraţie şi structura programului de producţie la turnătoria în cauză pe bază de program concret mergînd pînă la reper.

2) Folosirea gazului metan la topirea fontei în cubilou cu aer rece poate conduce la diminuarea consumului de cocs, de la circa 16 la circa 8%, raportat la greutatea încărcăturii, fără ca prin aceasta consumul energetic global pentru topire să fie majorat, datorită faptului că arderea gazului metan are loc în cubilou şi randamentul termic al cubiloului nu se modifică faţă de topirea numai cu cocs. Pentru aplicarea acestui procedeu, pe lîngă modificările necesare cubiloului pentru funcţionarea în condiţii de securitate, trebuie *să existe şi gaz metan disponibil pentru ardere în cubilou.*

La folosirea aerului preîncălzit în instalaţii speciale care consumă combustibil (gazos ori lichid), consumul energetic global pentru topire *creşte cu 5—10%* faţă de cubiloul cu aer rece, datorită randamentului scăzut al preîncălzitoarelor şi pierderilor prin izolaţiile conductelor de aer încălzit.

Se menţionează faptul că utilizarea preîncălzitoarelor de aer pentru cubilou s-a aplicat cu succes pe timpul cînd gazul metan dar în special ţiţeiul se puteau aproviziona din abundenţă şi la preţuri mult mai reduse faţă de preţul cocsului de turnătorie. În prezent cînd preţul ţiţeiului a depăşit 170 dolari per tonă (24,6 dolari per baril), iar preţul gazului metan s-a dublat faţă de anul 1973, cu perspectiva de a se scumpi în viitor, procedeele de ,,înlocuire" a cocsului trebuie să fie neapărat revizuite. Prin ,,înlocuire" se urmăreşte în general folosirea unui alt material mai ieftin (deci inferior), care să aibă acelaşi efect final sau chiar mai bun decît materialul înlocuit. Dacă se compară puterea calorică a cocsului cu a păcurii sau gazului metan şi în plus se au în vedere şi ,,gradul de curăţenie" şi produsele de ardere la folosirea gazului metan, se constată că pînă acum cocsul a fost ,,înlocuit" cu combustibili superiori, dar care în mod paradoxal erau mai ieftini. În tabelul 1 se prezintă echivalarea unor combustibili în funcţie de puterea calorică, raportată la un kg de combustibil.

Tabelul 1

Combustibil de bază, 1 kg	Combustibil echivalent, kg				Puterea calorică luată în calcul, kcal/kg
	cocs	păcură	gaz metan	combustibil convenţional	
Cocs	1,000	0,6800	0,5375	0,9714	6 800
Păcură	1,4706	1,0000	0,7905	1,4286	10 000
Gaz metan	1,8603	1,2650	1,0000	1,8071	12 650
Combustibil convenţional	1,0294	0,7000	0,5534	1,0000	7 000

NOTA : Pentru gaz metan s-au luat în calcul următoarele date pentru echivalare :
$1\ m^3N = 0,7168\ kg$; $1\ kg = 1,405\ m^3N$
Puterea calorică = 9 000 kcal/m^3N sau 12 650 kcal/kg

Rezultă clar că ,,înlocuirea" cocsului cu păcură sau cu gaz metan care să fie ars fie direct în cubilou, fie în instalaţii pentru preîncălzirea aerului suflat în cubilou, a fost determinată numai de considerente financiare (preţ mai mic la petrol sau gaz metan decît la cocs) şi nicidecum de considerente tehnice sau energetice. Alte argumente în plus pentru explicarea strategiei înlocuirii parţiale a cocsului cu combustibili lichizi sau gazoşi se apreciază că nu mai sînt necesare.

3) Cubiloul echipat cu aparate de măsură — control — reglare a procesului de topire poate fi bine stăpînit fără să polueze mediul înconjurător peste limitele admise, în special conţinutul de oxid de carbon din gazele evacuate prin coş fiind menţinut sub 10%.

Cubiloul nepoluant—după datele din literatura de specialitate — este mai scump decît cubiloul clasic de peste două ori, ceea ce face ca echiparea cubilourilor cu asemenea instalaţii să fie nerentabilă.

Folosirea recuperatoarelor de căldură pentru preîncălzirea aerului suflat în cubilou, datorită depunerilor de praf, au un randament scăzut, motiv pentru care nu au găsit o largă aplicare, dar pot fi recomandate pentru încălzirea apei destinată diverselor utilizări în turnătorie.

4) La topirea fontei în cuptor electric prin inducţie din încărcătură preîncălzită, în comparaţie cu topirea din încărcătură rece, se realizează o economie de combustibil la nivel de circa 40 kg cc/t. Preîncălzirea încărcăturii este de asemenea recomandată şi din punct de vedere tehnologic, deoarece nu se mai introduc în cuptorul electric odată cu încărcătura resturi de uleiuri sau umezeală, iar în timpul iernii, chiar gheaţă, care poate provoca accidente.

Cu privire la obţinerea fontei lichide pentru turnarea în piese se mai fac următoarele precizări:

— Pentru topirea unei tone de fontă şi aducerea la temperatura de 1 450°C sînt necesare minimum 316 750 kcal, care se pot obţine fie prin arderea în cubilou a circa 155 kg cocs de turnătorie, fie prin consumarea în cuptorul electric a circa 565 kWh/t energie electrică. Reducerea substanţială a consumurilor sub aceste limite *fără înlocuirea* cu o altă formă de energie nu este practic posibilă.

Dacă tot sporul de producţie de piese turnate din fontă, ce se prevede a se realiza în perioada 1981—1985 pe seama capacităţilor noi, se va face cu fontă topită în cuptoare electrice prin inducţie, consumul energetic global ar fi mai mare decît la topirea în cubilou cu:

400 000 t piese × 0,05 t păcură/t piese= =20 000 t păcură consum suplimentar, care la import valorează:

20 000 t păcură × 170 \$/t = 3 400 000 \$.

Din cele prezentate se constată că alegerea procedeului de topire a fontei pentru turnarea pieselor depinde de foarte mulţi factori tehnici şi economici, motiv pentru care nu se poate stabili o formulă matematică în acest scop. Se pot însă prezenta cîteva propuneri care pot contribui la reducerea consumului energetic global în turnătoriile de piese din fontă, astfel:

1) Alegerea procedeului de topire a fontei în turnătoriile noi sau care se dezvoltă (modernizează) să se facă pe baza analizei programului de producţie prevăzut mergînd pînă la reper, unde este posibil să se prevadă topirea în cubilou, iar unde este necesară o fontă lichidă mai caldă (pentru aliere, modificare, piese cu pereţi subţiri) să se prevadă procedeul duplex (cubilou — cuptor electric de inducţie pentru menţinere) şi numai în cazuri cu totul speciale să se prevadă topirea în cuptoare electrice prin inducţie.

Pentru alegerea procedeului de topire se poate utiliza metoda de „analiză morfologică", care oferă posibilitatea de evaluare a variantelor de proiectare pentru sectorul de topire.

2) Reproiectarea cubilourilor standardizate şi dotarea obligatorie cu aparate de măsură — control — reglare, care să contribuie la îmbunătăţirea bilanţului termic şi la diminuarea efectului de poluare a mediului înconjurător.

3) Organizarea producţiei centralizate a fondantului FLUROM, care are influenţă favorabilă atît asupra reducerii consumului de cocs la cubilou (10 —20 kg cocs la tona de fontă lichidă elaborată), cît şi asupra structurii pieselor turnate din fontă.

4) Pentru a nu fi necesară dotarea cubilourilor cu instalaţii de depoluare care sînt costisitoare, turnătoriile noi să fie amplasate la marginea localităţilor, ţinînd seamă şi de direcţia predominantă a vînturilor în aşa fel ca să nu polueze nici restul secţiilor din întreprindere şi nici zonele de locuinţe din apropiere.

5) Deoarece în turnătoriile mecanizate şi cu capacităţi mari de producţie bilanţurile energetice sînt mai bune decît în turnătoriile mici, unde cubilourile funcţionează 2 —3 h pe zi, utilizînd astfel cocsul în mod necorespunzător, noile turnătorii care se vor realiza să aibă capacităţi de minimum 10 000 t/an piese brut turnate.

6) Organizarea procesului de producţie în turnătoriile de fontă, în aşa fel ca durata de funcţionare a unui cubilou să fie de minimum 12 h pe zi, în scopul reducerii consumului specific de cocs.

7) La topirea fontei în cuptoare electrice prin inducţie, sectorul de elaborare să fie dotat cu o instalaţie de preîncălzire a încărcăturii, care contribuie la reducerea consumului global de energie pentru topire, pe lîngă alte avantaje tehnologice cunoscute.

Lucrarea nu are pretenţia că a clarificat toate aspectele legate de reducerea consumului de energie la topirea fontei, dar vrea să aducă în atenţia specialiştilor problemele energetice actuale care se pun şi pentru turnătorii.

* * *

Analiza automată continuă a oxigenului în gazul de cocs brut

Ing. I. Mircescu şi fiz. A. Salanţi
Combinatul siderurgic–Galaţi

CZ: 662.764.2 : 543.062

Cu toate măsurile luate la proiectare, execuţie sau exploatare, este practic imposibil ca în gazul de cocs brut, rezultat din cocsificarea cărbunilor, conţinutul de oxigen să fie zero. Instalaţiile de cocsificare asigură în genere o concentraţie a oxigenului în gazul de cocs brut de maximum 0,8–1%. Creşterea concentraţiei peste această limită indică o etanşare necorespunzătoare a instalaţiei sau o exploatare neraţională. Creşterea conţinutului de O_2 în gazul de cocs brut poate avea următoarele cauze:

— variaţii de presiune în barilet;

— menţinerea unor presiuni mici în camerele de cocsificare şi a unor presiuni pozitive în anumite puncte ale sistemului de încălzire;

— folosirea excesivă a injecţiilor de abur.

Atunci cînd aceste fenomene se produc la o baterie unde etanşarea este necorespunzătoare la uşi, la capacele gurilor de încărcare, la capacele ţevilor suitoare sau în general la îmbinările tuturor armăturilor de pe platforma superioară a bateriei, absorbţia de aer din gazul de cocs brut poate forma în anumite situaţii şi în zone limitate pungi cu amestec exploziv.

Avînd în vedere că pe traseul de gaz trebuie eliminat cu desăvîrşire orice pericol potenţial, devine deosebit de importantă cunoaşterea în permanenţă a conţinutului de oxigen în gaz.

Analiza continuă a oxigenului în gazul brut este importantă din două motive:

— necesitatea de a avea un instrument de control permanent asupra etanşării şi regimului hidraulic al bateriei;

— necesitatea de a asigura protecţia electrofiltrului de degudronare a gazului de cocs brut la creşterea concentraţiei de oxigen.

Factorul care făcea imposibilă funcţionarea unui analizor continuu de oxigen la barilet era conţinutul ridicat de impurităţi din gaz sub formă de grafit, cărbune, naftalină, benzen şi gudron.

În acest scop a fost experimentată şi definitivată forma unui vas spălător, funcţionînd cu ulei de absorbţie produs de distileria de gudroane (fig. 1), cu o perioadă de funcţionare de o lună şi care conţine la partea inferioară un spaţiu pentru sedimentarea cărbunelui şi gudronului, un spaţiu umplut cu inele ceramice în care se face spălarea propriu-zisă a gazului, absorbţia benzenului şi naftalinei şi un spaţiu conic la partea superioară în care se face colectarea bulelor de gaz de analizat, umplut de asemenea cu ulei pentru a nu mări timpul mort al analizorului.

După experimentarea instalaţiei de analiză care a durat două luni, s-a constatat că analizorul poate fi utilizat şi pentru controlul desfăşurării în timp a procesului de cocsificare, a modului în care este asigurată etanşarea bateriei şi a modului de respectare a regimului hi-

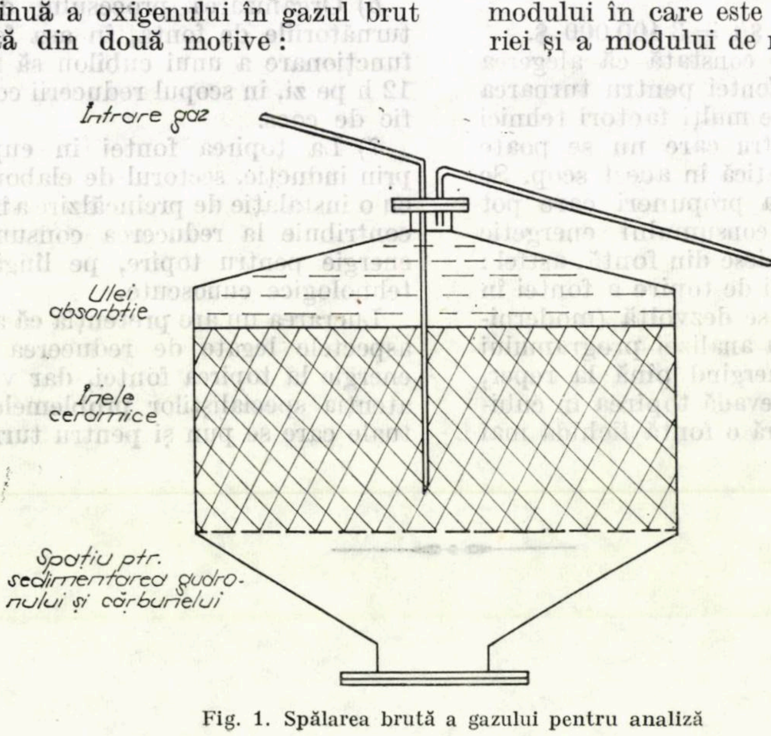


Fig. 1. Spălarea brută a gazului pentru analiză

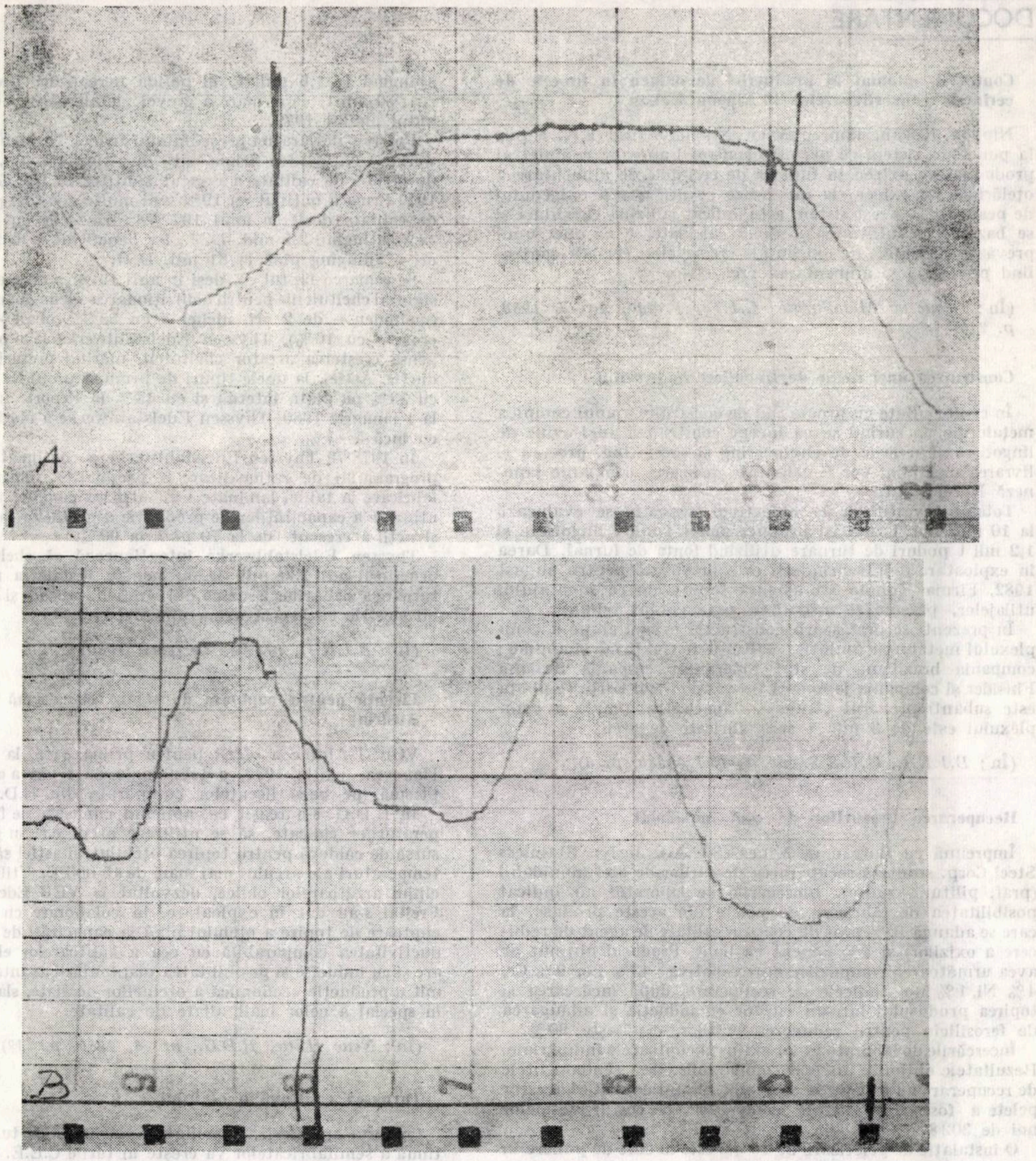


Fig. 2. *A* – Închizător hidraulic cu etanşare nesatisfăcătoare, rămas deschis datorită unei defecţiuni mecanice; *B* închizător hidraulic cu etanşare satisfăcătoare în timpul exploatării

draulic, utilizînd o viteză de 120 mm/h pentru hîrtia înregistratorului (fig. 2).

Analizorul şi-a mai arătat utilitatea în situaţiile de reducere a presiunii gazului în barilet, ocazionate de operaţiile de schimbare a închizătorilor hidraulici sau a ţevilor suitoare. Condiţiile de lucru în aceste situaţii sînt cu atît mai bune cu cît presiunea în barilet este mai mică. Astfel s-a putut reduce presiunea pînă la valori ce permiteau lucrul în deplină siguranţă, urmărindu-se operativ valoarea concentraţiei oxigenului în gazul de cocs brut.

Desigur că această analiză poate fi justificată doar la baterii de cocsificare de capacitate mare sau medie.

BIBLIOGRAFIE

[1] Polihroniade, Al. *Absorbţia – adsorbţia.* Bucureşti, Editura tehnică, 1967.
[2] Niac, G. şi Schönberger, E. *Chimie fizică*, vol. 3. Bucureşti, Editura tehnică, 1970.
[3] * * * M.I. Chimice. Brevet nr. 5119.
[4] * * * VEB Junkalor – R.D.G. *Descrierea analizorului automat de oxigen Permolyt 2.*
[5] * * * Hartmann Braun – R.F.G. *Descrierea analizorului de gaz Magnos 2 Ex.*

DOCUMENTARE

Controlul automat al producţiei de oxigen în funcţie de cerinţele convertizoarelor la Nippon Kokan

Nippon Kokan, împreună cu Nippon Sanso KK, a pus la punct un sistem ce permite controlul aproape complet al producţiei de oxigen în funcţie de cerinţele de alimentare a oţelăriilor cu oxigen, la un indice de utilizare a oxigenului de peste 90%. Acest sistem este aplicat la uzina Ogishima şi se bazează pe utilizarea a două calculatoare on-line, unul prevăzînd cerinţele de oxigen ale creuzetelor, celălalt controlînd producţia şi alimentarea creuzetelor.

(În : *Revue de Métallurgie—C.I.T., Franţa, nr. 3, 1980, p. 276*)

Construirea unei uzine de lingotiere în Brazilia

În conformitate cu programul de construire a unui complex metalurgic, în curînd se va începe construirea unei uzine de lingotiere. Lucrările de engineering şi consulting, precum şi livrarea utilajului vor fi asigurate de marea companie japoneză Kubota Ltd.

Totalul investiţiilor la obiectivul respectiv se evaluează la 10 mil. dol. Uzina va produce anual 4 mii t lingotiere şi 1,2 mii t poduri de turnare utilizînd fonta de furnal. Darea în exploatare a întreprinderii este prevăzută pentru august 1982. Firma Kubota va asigura supravegherea montajului utilajelor, precum şi instruirea personalului tehnic.

În prezent se desfăşoară construcţia primei etape a complexului metalurgic amintit, realizată de trei firme şi anume : compania braziliană de stat Siderbras, compania italiană Finsider şi compania japoneză Kawasaki Steel Corp. (Kubota este subantreprenorul ultimei). Capacitatea anuală a complexului este de 3 mil. t semifabricate de oţel.

(În : *B.I.K.I., U.R.S.S., nr. 6, 15.I., 1980, p. 3*)

Recuperarea deşeurilor de oţel inoxidabil

Împreună cu Bureau of Mines (S.U.A.), Joslyn Stainless Steel Corp. studiază recuperarea deşeurilor de oţel inoxidabil (praf, pilitură, zgure). Încercările de laborator au indicat posibilitatea de fabricare de pelete din aceste produse, la care se adaugă 10% praf de cocs (în calitate de agent de reducere a oxizilor) şi 4% ciment ca liant. Produsul obţinut ar avea următoarea compoziţie aproximativă : 43% Fe, 9% Cr, 4% Ni, 1% Mo. Indicele de recuperare, după încărcarea şi topirea produsului într-un cuptor cu inducţie şi adăugarea de ferosiliciu pentru reducerea oxizilor, depăşeşte 90%.

Încercările de laborator s-au extins la cuptoarele industriale. Rezultatele obţinute au fost comparabile, deşi randamentele de recuperare au fost puţin sub 90%. Preţul de cost al acestor pelete a fost de 78$ t/t în comparaţie cu costul metalelor noi de 303$.

O instalaţie de peletizare de 15 t/zi este în curs de punere în funcţiune la uzina Joslyn.

(În : *Revue de Métallurgie — C.I.T., Franţa, nr. 5, 1980 p. 458*)

Producţia oţelurilor de calitate la Thyssen Edelstahlwerke A.G.

Producţia oţelurilor de calitate în R.F.G. a crescut în anii 1978/79 comparativ cu 1977/78 cu 12% — ajungînd la 6,3 mil.t, iar expedierile acestora au crescut cu 14% şi au depăşit nivelul record al anilor 1973/74. Importul acestor oţeluri a crescut anul trecut cu 24%.

Afluenţa comenzilor de oţel de calitate a crescut în 1978/79, comparativ cu 1977/78, cu 16%. Se remarcă faptul că cererea a crescut în aceeaşi măsură atît la tabla laminată, cît şi la profilele pentru construcţii.

Producţia de oţeluri de calitate a firmei vest germane Thyssen Edelstahlwerke A.G. a crescut în 1978/79 cu 12,9%, ajungînd la 1,6 mil. t, în pofida nerealizării producţiei cu cca 30 mii t, ca urmare a grevei metalurgiştilor de la începutul anului 1979.

Potrivit declaraţiei preşedintelui firmei Thyssen Edelstahlwerke A.G., pentru prima dată în ultimii trei ani, producţia de oţeluri de calitate a crescut simţitor în R.F.G. În 1978/1979 firma a obţinut cu 19% mai multe comenzi pentru oţel de calitate decît în anul 1977/78 ; vînzările au crescut cu 14%, atingînd 2,5 mld. D.M., iar beneficiul — de peste două ori — ajungîng pînă la 81 mil. D.M.

Se remarcă faptul că, deşi în anii 1978/79 au crescut substanţial cheltuielile pentru achiziţionarea elementelor de aliere (molibden — de 2 ori, nichel — cu 55% ,cobalt — cu 35%, crom — cu 16%), Thyssen Edelstahlwerke şi-a putut compensa creşterea acestor cheltuieli, mărind preţurile de producţie. Astfel, la unele tipuri de produse preţurile au crescut cu 33% pe piaţa internă şi cu 48% la export. Începînd de la 1 ianuarie 1980, Thyssen Edelstahlwerke a mărit preţurile cu încă 5— 7%.

În 1978/79 Thyssen Edelstahlwerke a continuat realizarea programului de raţionalizare a producţiei. Capacităţile de fabricare a tablei laminate s-au utilizat complet. Gradul de utilizare a capacităţilor de producţie a profilelor pentru construcţii a crescut de la 70 pînă la 90%.

Thyssen Edelstahlwerke intenţionează să cheltuiască în următorii ani 230 mil. D.M., pentru instalarea maşinii de turnare a sleburilor la uzina din Krefeld, precum şi a cuptorului electric cu arc la uzina din Witten.

(În : *B.I.K.I., nr. 23, 23 febr., 1980*)

Licenţă pentru cuptoare de topire cu plasmă (R.D.G.— Austria)

VOEST-Alpine a oferit pentru prima dată, la tîrgul din Hanovra—ediţia 1980, o tehnologie de topire a oţelului cu plasmă, pe baza licenţelor cumpărate din R.D.G.

În R.D.G. s-a reuşit ca, aplicînd cunoştinţele fizicii temperaturilor ridicate, să se utilizeze arcul c.c. în plasmă ca sursă de căldură pentru topirea oţelului şi astfel să se atingă temperaturi ale arcului mai mari de 15 000°C. Utilizînd principiul arzătoarelor oblice, dezvoltat la VEB Edelstahlwerk Freital s-au dat în exploatare, în colaborare cu U.R.S.S., cuptoare de topire a oţelului pînă la capacităţi de 30 t. Productivitatea comparabilă cu cea a cuptoarelor electrice cu arc şi cu inducţie şi posibilitatea manipulării avantajoase permit o producţie economică a oţelurilor nealiate, slab aliate şi în special a celor înalt aliate de calitate.

(În : *Neue Hütte, R.D.G., nr. 6, 1980, p. 239*)

Turnarea continuă a oţelului

Conform aprecierii, capacitatea maşinilor de turnare continuă a semifabricatelor va creşte în ţările C.E.E. de la 54,9 mil. t în anul 1978 pînă la 74,9 mil. t în anul 1982. Foarte mult se va dezvolta turnarea continuă a oţelului în R.F.G., unde se vor monta instalaţii de turnare continuă a semifabricatelor cu o capacitate de 5,3 mil. t/an. La uzinele din Franţa se vor construi maşini de turnare continuă a semifabricatelor de 3,1 mil. t, iar în Italia, de 2,3 mil. t. În Marea Britanie capacitatea maşinilor de turnare continuă a semifabricatelor va creşte cu 3 mil. t. La marele combinat metalurgic situat în nordul Angliei, la uzinele din Ţara Galilor şi Scoţia se preconizează instalarea maşinilor de turnare continuă a semifabricatelor pentru fabricarea sleburilor, iar în raionul Sheffield — pentru fabricarea ţaglelor.

În anul 1982, se prevede construirea unor maşini de turnare continuă a semifabricatelor (pentru fabricarea sleburilor) în Olanda, în Luxemburg (pentru fabricarea blumurilor şi ţaglelor) şi în Irlanda (pentru fabricarea ţaglelor).

Se remarcă faptul că în anul 1978, din 248 uzine metalurgice în ţările C.E.E., maşini de turnare continuă a semifabricatelor se aflau în exploatare numai la 120. După toate probabilităţile, în 1982 vor mai apărea la încă 15 uzine cu secţii de turnare continuă a semifabricatelor.

În continuare se prezintă datele de apreciere a ponderii turnării continue a oţelului în cadrul turnării în general a oţelului, în ţările C.E.E. (%):

	Anul	
	1978	1982
Total	27,2	37,0
R.F.G.	31,3	41,4
Belgia	21,0	23,6
Franţa	23,5	38,5
Italia	42,9	50,1
Luxemburg	—	17,3
Olanda	—	17,4
Marea Britanie	20,1	26,9
Danemarca	58,3	88,8
Irlanda	—	100,0

(În: *B.I.K.I., U.R.S.S., nr. 1, 3 ian., 1980, p. 7*)

Importanţa dezvoltării turnării continue în siderurgia americană

Memorandumul tehnic cu acest titlu publicat în 1979 de Office of Technology Assessment, care are rolul de consultant pe lingă Congresul Statelor Unite, cuprinde următoarele probleme:

— Definiţia şi avantajele turnării continue.

— Indicele de utilizare a turnării continue în Statele Unite şi în străinătate.

— Perspectivele de viitor şi aspectele economice ale turnării continue în Statele Unite.

În afara reamintirii avantajelor turnării continue (economie de energie, reducerea consumului la tonă, îmbunătăţirea productivităţii şi a calităţii oţelului, reducerea cheltuielilor pentru investiţii etc.), în comparaţie cu turnarea clasică, raportul prezintă citeva observaţii importante semnalate mai jos:

— În 1978, proporţia de oţel turnat continuu era doar de 14,2% în Statele Unite, faţă de 50,9% în Japonia, 38% în R.F.G. şi 27,1% în Franţa.

— Pentru Statele Unite, trebuie prevăzut un indice de 25% în 1990, chiar 50%, pentru a asigura competitivitatea în raport cu străinătatea; acest indice de 50% pare să fie realizabil.

— Indicele ridicat (50,9%) de oţel turnat continuu în Japonia, în 1978, conduce la o scoatere globală „oţel finit/oţel brut" mult mai ridicată (89,4%) decit în S.U.A. (71,5%).

— Sub aspect economic şi în raport cu turnarea clasică, turnarea continuă duce la o reducere a cheltuielilor de exploatare cu 10 dolari la tona scurtă; pe de altă parte, rentabilitatea investiţiilor este mult mărită.

— Dezvoltarea părţii oţelului turnat continuu în S.U.A. devine o necesitate urgentă, avind în vedere mărirea considerabilă a consumului de oţel previzibilă pentru sfîrşitul deceniului nouă.

— Turnarea continuă constituie, pentru deceniul nouă, calea cea mai promiţătoare a dezvoltării siderurgiei americane şi Congresul american ar trebui să ţină seamă de această stare de fapt, îndeosebi în ceea ce priveşte ajutorul financiar.

(În: *Revue de Métallurgie— C.I.T., Franţa, nr. 5, 1980, p. 465*)

Se extinde aplicarea industrială a procedeului MAGNETOGYR

Societatea franceză Rotelec, deţinătoarea drepturilor de difuzare a procedeului MAGNETOGYR, elaborat şi pus la punct de IRSID, a dat în funcţiune, la 6 ianuarie 1980, o instalaţie MAGNETOGYR de barbotare electromagnetică în lingotieră la maşina de turnare continuă cu două fire de la Mitsubishi Steel Manufacturing Corporation, Tokio. Această realizare constituie prima aplicare a procedeului MAGNETOGYR în Japonia.

Prima şarjă şi rezultatele metalurgice ulterioare au fost foarte satisfăcătoare. Mitsubishi produce oţeluri pentru arcuri, parţial turnate continuu în ţagle pătrate de 115 şi 130 mm.

În prezent, şase maşini de turnare continuă (în serviciu sau în curs de construcţie), totalizînd 23 linii şi reprezentînd o producţie anuală de cca 1 mil. t, sînt echipate cu instalaţii MAGNETOGYR. Ultimele comenzi primite sînt pentru cele două instalaţii British Steel Corp. de la Rotherham şi Stockbridge.

Numeroase alte proiecte sînt în curs de discuţie, pentru o gamă largă de mărci de oţel şi formate, atît în Europa, cît şi în Japonia sau Statele Unite.

(În: *Revue de Métallurgie—C.I.T., Franţa, nr. 4, 1980, p. 365*)

Modernizarea laminoarelor la rece de la Montataire şi Biache, firma USINOR

Costul crescînd al noilor investiţii şi slaba dezvoltare a cererii mondiale de oţel fac ca modernizarea echipamentelor de laminare învechite să devină din ce în ce mai interesantă, pentru a putea fi obţinute performanţe mărite şi apropiate de cele realizate la echipamentele noi.

Considerentele de mai sus au dus la măsura recentă, la uzina din Montataire, de aplicare a unei noi etape de modernizare a laminorului tandem cu patru caje.

Prima cajă a fost modernizată prin înlocuirea sistemelor electromecanice de strîngere cu sisteme hidraulice asociate cu reglarea vitezei. Echipamentul a fost livrat de societatea SECIM, instalat şi dat în funcţiune în timpul opririi anuale din vara 1979.

Această modernizare cuprinde:

— înlocuirea strîngerii mecanice cu una hidraulică;

— controlul direct al poziţiei cu ajutorul unui transductor al poziţiei cricurilor cu acţionare hidraulică ale acestui sistem de strîngere;

— controlul prin calculatorul de proces al secvenţelor de reglare şi de regularizare a grosimii benzii la ieşirea din prima cajă;

— instalarea unui circuit de control şi de compensare a „falselor rotunduri" ale cilindrilor de sprijin ai cajei.

Primele rezultate sînt bune.

Avantajele soluţiei aplicate sînt următoarele:

— reducerea săgeţii naturale a cajei 1 cu cca 25% şi controlul săgeţii aparente cu ajutorul reglării hidraulice;

— deschiderea rapidă pentru demontarea cilindrilor;

— simplitatea reglajelor;

— fiabilitatea mărită a măsurătorilor de poziţie a elementelor de strîngere datorită măsurării digitale de poziţie;

— posibilităţile de reglare şi de optimizare oferite de calculatorul de proces.

Uzina din Biache a comandat aceluiaşi furnizor instalarea unui dispozitiv practic identic la laminorul tandem cu patru caje. Instalarea şi darea în funcţiune sînt prevăzute pentru perioada anuală de oprire din vara anului 1980.

(În: *Revue de Métallurgie—C.I.T., Franţa, nr, 3, 1980, p. 275*)

Dezvoltarea industrială a procedeului PLATE

Procedeul PLATE, elaborat la IRSID şi care asigură comanda optimă prin calculatorul de proces la laminoarele reversibile de produse plate, este aplicat în prezent în 5 uzine. De curînd, RHEMALU, divizie a Cégédur-Pechiney a luat decizia de a adopta procedeul PLATE pentru laminorul degrosisor al liniei de benzi de aluminiu de la Neuf-Brisach. Pentru acest caz, motivul esenţial al adoptării procedeului PLATE a fost mărirea productivităţii cajei degrosisoare, care reprezenta o strangulare la linia la cald în cazul aliajelor dure. Versiunea procedeului PLATE adoptată de RHENALU comportă un algoritm nou, care permite vizarea unei temperaturi de sfîrşit de laminare dată.

Aplicarea procedeului PLATE la liniile de tablă de la Usinor-Dunkerque se desfăşoară în condiţii excelente. Primele rezultate au dus la o reducere de 50% a diferenţelor privind grosimea finală obţinută.

La şase luni după introducerea procedeului PLATE la laminorul cuarto de tablă groasă 3600 mm de la Creusot-Loire (Le Creusot) peste 90% din producţie, inclusiv oţelurile inoxidabile şi alte mărci înalt aliate se laminează în comandă optimă prin calculator. Îmbunătăţirile scontate au fost pe deplin confirmate în cursul primelor luni de funcţionare industrială.

(În : *Revue de Métallurgie—C.I.T., Franţa, nr. 4, 1980, p. 365*)

Instalarea unei linii de recoacere continuă la SIDMAR

SIDMAR a comandat unui consorţiu alcătuit din societăţile NSC, Schloemann-Siemag şi Heurtey Métallurgie o linie de recoacere continuă pentru uzina sa din Gand, Belgia. Punerea în activitate a noii instalaţii, care reprezintă o investiţie de peste 2 mld. FB, este prevăzută pentru luna iulie 1981.

Linia de recoacere continuă va completa capacităţile existente de tratament termic sub clopot şi va prezenta următoarele avantaje :

— reducerea considerabilă a duratei de tratament, prin concentrarea într-o trecere continuă a cinci operaţii astăzi separate ;

— regularitate ameliorată a caracteristicilor pe toată lungimea benzii ;

— puritate excepţională a benzii, ameliorînd aderenţa la vopsire şi la alte tratamente superficiale ;

— planitate îmbunătăţită ;

— datorită recoacerilor de recristalizare rapidă la temperaturi relativ ridicate, se poate lucra în zone ce permit dezvoltarea oţelurilor ambutisabile de rezistenţă ridicată.

Linia, care poate trata 500 000 t/an tablă la rece, are următoarele caracteristici tehnice :

— viteză maximă : 200 m/min ;
— capacitate termică instalată : 25·10 kcal/h ;
— capacitate electrică instalată : 25 600 KVA ;
— grosimea tablelor : 0,4 la 1,6 mm ;
— lăţimea tablelor : 800 la 1 650 mm ;
— greutatea rulourilor : intrare 35 t — ieşire 35 t ;
— diametrul maxim al rulourilor : intrare 90″ (2,286 m)
— ieşire 90″.

(În : *Revue de Métallurgie—C.I.T., Franţa, nr. 3, 1980, p. 276*)

Cuptoare cu vatră mobilă montate pe rulmenţi conici

Societatea franceză Heurtey-Métallurgie, constructorul cuptoarelor de la uzina din Chang Won (Coreea de Sud), a ales rulmenţii cu role conice Timhen tip SP pentru echiparea galeţilor vetrelor mobile, cu o greutate rulantă totală de 660 t. Puterea necesară pentru deplasarea acestor vetre, în şi în afara cuptorului, va fi de ordinul a 12 daN/t, pe cînd rolele echipate cu lagăre netede necesitau 45 daN/t.

Aceste vetre mobile vor funcţiona la 21 cuptoare de tratament termic şi de încălzire, de capacităţi diverse şi de lungimi între 10 şi 25 m. Cel mai mic cuptor va avea 8 galeţi şi cel mai mare 28. Sarcina maximă pe galet va fi de cca 30 tone.

Fiecare galet, cîntărind 600 kg şi avînd un diametru exterior de 500 mm, este echipat cu un rulment SP care se montează pe un ax staţionar menţinut într-o acoperitoare, fixată rigid la şasiul vetrei.

Acest rulment-cartuş a fost echipat cu o etanşare cu labirint, pentru a putea funcţiona la temperaturi atingînd 250°C într-un mediu foarte prăfuit (prezenţa oxizilor).

(În : *Revue de Métallurgie—C.I.T., Franţa, nr. 4, 1980, p. 367*)

Aplicarea procedeului TORSID de fabricare a oţelului beton

În urmă cu cîţiva ani, sub presiunea miniuzinelor care beneficiau de preţuri foarte avantajoase pentru achiziţionarea fierului vechi, marile uzine tradiţionale producătoare de oţel beton au pierdut o parte din pieţe. Datorită unui nou procedeu de „durificare prin răcire controlată”, pus la punct de IRSID şi purtînd denumirea de TORSID, SACILOR este acum în măsură să furnizeze oţel beton mai puţin costisitor decît oţelul beton „Tor”, a cărui calitate era foarte apreciată. Procedeul original pus la punct de IRSID constă din răcirea cu o lamă de apă a barei la ieşirea de la laminarea la cald, renunţînd la un tratament mecanic, deci economisind consumul de energie.

Procedeul se realizează cu :

— o pompă de alimentare de înaltă presiune ;

— un cap de injectare a apei ce permite obţinerea unei răciri simultane în curent paralel şi în contracurent ;

— tuburi pentru canalizarea apei, situate în amonte şi în aval de capul de injectare, echipate cu dispozitive speciale brevetate şi care permit asamblarea şi centrarea în scopul asigurării omogenităţii tratamentului ;

— cutii de uscare, de model brevetat, în amonte şi în aval, pentru evitarea antrenărilor de apă.

Încercările experimentale de la IRSID s-au încheiat în iunie 1979, iar primele cantităţi industriale au fost livrate de Homécourt în decembrie 1979. Primele rezultate demonstrează fiabilitatea tehnologică a dispozitivului, facilitatea de punere în operă şi eficacitatea termică. Omogenitatea produselor este excelentă, iar consumul de apă este foarte redus în comparaţie cu procedeele clasice.

În ceea ce priveşte uzina Homécourt, investiţia realizată este de 3,5 mil. t şi uzina livrează oţel beton TORSID la diametrele de 12, 14, 16, 20, 25, 32 şi 40 mm.

Institutul IRSID a încredinţat societăţii TORSID S.A. din Paris promovarea utilizării procedeului respectiv.

(În : *Revue de Métallurgie — C.I.T., Franţa, nr. 4, 1980, p. 365*)

Cuptoarele cu inducţie de mari dimensiuni înlocuiesc cubiloul cu aer cald

Cubiloul cu aer cald destinat topirii şi carburării fierului vechi, care permite o utilizare mare a acestuia în convertizoarele cu oxigen, în urmă cu două decenii s-a bucurat de succes în ţările bogate în fier vechi.

În prezent, firma Allegheny Ludlum (S.U.A.) înlocuieşte cubiloul său cu vînt cald cu trei cuptoare de inducţie de 70 t scurte, care sînt considerate printre cele mai mari din lume.

Cauzele acestei înlocuiri sînt următoarele :

— de la darea în funcţiune a cubiloului cu aer cald, în urmă cu 13 ani, preţul cocsului metalurgic a crescut considerabil ; cuptoarele cu inducţie practic nu consumă cocs metalurgic, ci în special electricitate obţinută pe bază de cărbune-abur mult mai puţin costisitoare ;

— în timp ce pentru producerea 1 lb de cocs metalurgic sînt necesare 1,7 lb cărbune cocsificabil, pentru 1 kW de electricitate este necesară doar 1 lb cărbune-abur ;

— eficacitatea termică a cuptorului cu inducţie este de 80 % faţă de 30 % pentru cubiloul cu vînt cald.

Astfel, înlocuind acest cubilou cu cuptoare cu inducţie, Allegheny Ludlum consideră că va reduce cu 70 % costul energiei consumate.

(În : *Revue de Métallurgie — C.I.T., Franţa, nr. 5, 1980, p. 458*)

Noi capacităţi de aluminiu în ţările scandinave

Societatea norvegiană Norsh Hydro a ales, pentru mărirea capacităţii uzinei sale de electroliză, tehnica Aluminium Pechiney cu cuve de înaltă intensitate (175 000 A). Această uzină, care este alimentată de o sursă hidroelectrică şi utilizează cuve Söderberg, produce în prezent 110 000 t anual. Această nouă serie, cu anozi precopţi, care ar putea începe să funţioneze în 1982, îşi va mări capacitatea la 160 000 t anual.

După uzina Aliuminium Pechiney de la Saint-Jean de Maurienne şi uzina British Aluminium Pechiney de la Lochaber Fort-William (Scoţia), uzina Norsh Hydro va fi cea de-a treia din Europa care utilizează această tehnică nouă.

În 1979, producţia de aluminiu de primă fuziune a prezentat o creştere de 2 % (670 kt), iar indicele de funcţionare a uzinelor a fost de cca 95 %.

Conform declaraţiilor preşedintelui grupului ASV, producţia norvegiană nu va putea depăşi 670—680 kt/an în cursul următorilor doi ani. În 1982, prin punerea în funcţiune a noilor instalaţii de la Hyanger şi Karmy va permite mărirea producţiei anuale cu 100 kt.

Gränges Aluminium (Suedia) prevede înlocuirea părţii celei mai vechi a uzinei sale de electroliză de la Sundvall cu o nouă unitate, ceea ce va permite mărirea capacităţii uzinei de la 83 la 100 kt/an. Mărirea capacităţii corespunde cu importul anual de aluminiu al întreprinderii.

(În : *Revue de l'Aluminium, Franţa, nr. 493, martie, 1980, p. 113*).

Utilizarea capacităţii în uzinele metalurgice din S.U.A.

Firma Reynolds Metals Co. a repus în funcţiune, la uzina San Patricio, ultima dintre cele două serii de cuptoare oprite în anul 1975 datorită cheltuielilor ridicate pentru energie. Capacitatea anuală a cuptoarelor este de cca 52 000 t. Prima serie de cuptoare funcţionează începînd din aprilie 1979.

La sfîrşitul lunii ianuarie 1980, firma Kaiser Aluminium & Chemical Corp. a comunicat că va repune în funcţiune cca 18 000 t din capacitatea uzinelor din Mead şi Tacoma, Wash. Prin aceasta se va reveni la măsurile luate la începutul lunii decembrie 1979. Cu excepţia unei serii de cuptoare din Mead, cu o capacitate anuală de 25 000 t, toate seriile de cuptoare funcţionează din nou în mod normal. Această ultimă serie de cuptoare va fi repusă în funcţiune atunci cînd firma Bonneville Power Administration va asigura aprovizionarea cu energie pe o perioadă mai îndelungată.

Uzina din Columbia Falls Mont., din cadrul firmei Anaconda Co., funcţionează în prezent numai la o capacitate de 86 %, deoarece instalaţia va fi reechipată cu echipament tehnologic, de la firma japoneză Sumitomo.

(În : *Aluminium, R.G.F., nr. 2, febr., 1980, p. 193*)

* * *

RECENZII

E. Nechtelberger. **Eigenschaften unlegierter und niedriglegierter Gusseisen mit Lamellengraphit — Kugelgraphit — Vermikulargraphit im Temperaturbereich bis 500°C** (*Proprietăţile fontelor aliate şi nealiate cu grafit lamelar, nodular şi vermicular, la temperaturi de pînă la 500°C*).

Fachverlag Schiele und Schön GmbH, Berlin, 1977

Lucrarea a fost realizată în trei volume (vol. I — text, vol. II — tabele, vol. III — figuri) şi constituie o sinteză a cunoştinţelor din ultimii 15 ani, privind fontele cu diferite forme de grafit (lamelar, nodular şi vermicular).

Realizată pe baza a 275 surse bibliografice şi a unei bogate experienţe în acest domeniu a autorului, lucrarea constituie o realizare deosebită în domeniul fontelor de înaltă calitate.

Datele sintetizate şi prelucrate de către autor au un domeniu principal de referinţă, şi anume construcţia de motoare, fapt scos în evidenţă şi de subtitlul lucrării, intitulat ,,Fonte pentru cămăşi de cilindri''.

Primele două capitole ale lucrării prezintă principalele caracteristici, din punct de vedere al structurii şi compoziţiei chimice, ale celor trei tipuri de fonte analizate.

Capitolul 3 prezintă, pe scurt, principalele condiţii impuse fontelor utilizate în construcţia motoarelor, în special a cilindrilor de la motoarele Diesel.

Capitolul 4, cu cea mai mare extindere în cadrul lucrării, cuprinde proprietăţile mecanice, fizice şi termice ale fontelor pentru cilindri de motoare. În prima parte a acestui capitol sînt prezentate proprietăţile mecanice ale fontelor. Acest subcapitol (4.2) este structurat pe cele trei tipuri de fonte : cu grafit lamelar, nodular şi vermicular.

În ceea ce priveşte fontele cu grafit lamelar, se insistă asupra indicilor de calitate, la temperatura ambiantă, precum şi asupra variaţiei proprietăţilor mecanice ale fontelor, la încălziri de pînă la 500°C, în diferite variante de aliere (Mo, Cr, Ni, Cu, Sn); sînt urmărite rezistenţa la tracţiune, modulul de elasticitate, rezistenţa la oboseală etc.

În subcapitolul referitor la fontele cu grafit nodular sînt analizate comparativ proprietăţile fontelor din mărcile uzuale (GGG—40...GGG—70) nealiate sau aliate (Cu, Ni, Mo, Cr, Sn) cu diferite structuri la temperatura ambiantă şi în timpul încălzirii pînă la 500°C.

Fontelor cu grafit vermicular le sînt acordate un subcapitol special (4.2.3). Este urmărită curba tensiune-deformaţie, precum şi rezistenţa la tracţiune şi alungirea comparativ cu fontele cu grafit nodular şi lamelar ; autorul urmăreşte fixarea poziţiei acestui nou tip de fontă în contextul fontelor de turnătorie.

Caracteristicile fizice ale fontelor cu grafit lamelar, nodular şi vermicular sînt prezentate în capitolul 4.3. Sînt urmărite coeficientul de dilatare liniară şi conductibilitatea termică la diferite forme de grafit şi sub influenţa diferiţilor factori (compoziţie chimică, structură etc.).

Capitolul 4.4 este dedicat comportării fontelor în condiţii de şoc şi oboseală termică. Sînt prezentaţi factorii care conduc la apariţia tensiunilor în timpul acestor solicitări, condiţiile de fisurare, precum şi iniţierea şi dezvoltarea microfisurilor la diferite structuri din punct de vedere a grafitului şi masei metalice. De asemenea, sînt prezentate mai multe tipuri de probe, utilizate de diferiţi autori, pentru a pune în evidenţă comportarea la şoc termic a fontelor.

Ultimele capitole ale lucrării (5—8) prezintă diferite aspecte ale comportării cilindrilor în exploatare, în cazul în care aceştia au fost turnaţi din fontă cu grafit lamelar, nodular şi vermicular.

În ansamblul său, lucrarea scoate în evidenţă multiplele avantaje ale utilizării fontelor cu grafit vermicular la turnarea pieselor din componenţa motoarelor, constituind prima lucrare de amploare care analizează pe larg fontele cu grafit vermicular. În acest sens, se reuşeşte o prezentare unitară, completă, a acestor noi tipuri de fonte, la nivelul cunoştinţelor anului 1977.

Lucrarea este bogat ilustrată, cuprinzînd 67 tabele şi 251 figuri.

Avînd în vedere faptul că lucrarea este realizată pe baza celor mai noi cunoştinţe din domeniul fontelor de înaltă calitate, de dată recentă, reunind experienţa unor cercetări de prestigiu şi prezentînd experienţa principalelor uzine producătoare de piese pentru motoare, este destinată tuturor celor care lucrează în domeniul proiectării şi producerii pieselor din fontă cu grafit lamelar, nodular şi vermicular, cu proprietăţi ridicate.

Dr. ing. *I. Riposan*

* * *

REVISTA REVISTELOR

Koks i himiia, U.R.S.S., nr. 6, 1980

Dezvoltarea cercetării bazei de materii prime carbonifere pentru cocsificare, la uzinele din sudul și centrul U.R.S.S., p. 7 — *Perfecționarea tehnologiei de îmbogățire și pregătire a cărbunilor pentru cocsificare*, p. 10 — *Studii în domeniul termotehnicii încălzirii cuptoarelor de cocsificare și al proprietăților cocsului în calitate de combustibil pentru furnal*, p. 12 — *Dezvoltarea tehnologiei de captare a produselor chimice de cocsificare*, p. 15 — *Elaborarea și introducerea procedeelor de îndepărtare a hidrogenului sulfurat și a acidului cianhidric din gazul de cocserie*, p. 20 — *Aspectele economice ale progresului tehnico-științific în industria cocsochimică*, p. 31 — *Dezvoltarea și unele concluzii privind lucrările institutului în domeniul teoriei sinterizării cărbunilor și a formării cocsului*, p. 33 — *Uzina cocsochimică din Harkov — bază experimental-industrială de cercetare a Institutului de cercetări carbochimice din Ucraina*, p. 36 — *Situația și perspectivele de dezvoltare a procedeelor continue de cocsificare*, p. 38 — *Asociația oamenilor de știință și a proiectanților*, p. 42 — *Colaborarea Institutului de cercetări carbochimice din Ucraina cu uzinele cocsochimice*, p. 44 — *Dezvoltarea procedeelor de protecție a mediului ambiant împotriva emanațiilor din industria cocsochimică*, p. 47 — *Standardizarea în industria cocsochimică*, p. 50 — *Protejarea utilajului întreprinderilor cocsochimice împotrivă coroziunii*, p. 52 — *Dezvoltarea metodelor de analiză a produselor chimice de cocsificare și perfecționarea controlului industriei cocsochimice*, p. 54 — *Colaborarea Institutului de cercetări carbochimice din Ucraina cu străinătatea*, p. 57 — *Planificarea și coordonarea cercetărilor științifice în domeniul cocsochimiei*, p. 59 — *Lucrări științifice — la nivelul invențiilor*, p. 60 — *Publicațiile științifice după 50 ani*, p. 61.

Iz. VUZ Ciornaia metallurghiia, U.R.S.S., nr. 5, 1980

Calculul parametrilor transferului de electricitate și ai conductibilității electrice a maselor topite, pe bază de Cd, p. 5 — *Interacțiunea azotului cu topiturile pe bază de fier, în condițiile suflării prin fund*, p. 11 — *Modelarea fizică a procesului de interacțiune dintre carbon și oxigen în fierul lichid*, p. 16 — *Influența condițiilor de prelucrare termică exterioară asupra indicatorilor aglomerării*, p. 20 — *Studierea proprietăților metalurgice ale brichetelor cărbune-cuarțit*, p. 23 — *Studierea legilor de repartizare a materialelor în furnal*, p. 26 — *Deplasarea metalului în zona de sub crater în cazul suflării pe sus*, p. 30 — *Formarea picăturilor în zona de reacție a convertizorului cu insuflare pulsatorie*, p. 35 — *Hidrodinamica instalației de vidare cu circulație a oțelului*, p. 39 — *Influența condițiilor de elaborare a oțelului H12 asupra dezvoltării proceselor de segregare, la solidificarea acestuia*, p. 44 — *Prognozarea alcalinității apelor reziduale de la epurarea gazelor convertizoarelor*, p. 48 — *Compararea diverselor procedee de prelucrare a metalelor cu presiune, din punctul de vedere al eficienței modificării formelor*, p. 52 — *Reprezentarea matematică a modelului fizico-matematic al deformării materialelor metalice, în criterii de similitudine*, p. 55 — *Materialul pentru modelarea cantitativă a proceselor de laminare la cald a oțelurilor*, p. 61 — *Studierea teoretică a rezistenței la laminarea elicoidală a țevilor cu pereți subțiri*, p. 66 — *Studierea cîmpurilor de deformație la laminare semifabricatului masiv*, p. 70 — *Studierea condițiilor de temperatură ale funcționării utilajului, la presare și matrițare*, p. 74 — *Studierea stării de presiune a dornului tubular al laminorului în pas de pelerin*, p. 80 — *Influența extremităților dimensiunilor atomilor asupra legii transformărilor structurale în metale*, p. 83 — *Echivalența aproximației lineare, în statica grătarului modelului cristalului, cu un sistem absolut rigid al defectelor*, p. 88 — *Studierea proprietăților acustice ale tablei de oțel*, p. 94 — *Influența deformării la cald a austenitei asupra formării martensitei de deformare în oțel*, p. 99 — *Dependența de temperatură a tenacității la descompunerea oțelurilor martensitice*, p. 104 — *Influența conținutului remanent de azot asupra structurii oțelului 12H1MF*, p. 111 — *Durificarea prin difuzie a produselor din oțel, în condițiile încălzirii în cuptor*, p. 116 — *Influența ceriului asupra formării grafitului în fontă*, p. 120 — *Posibilitatea descoperirii prin procedeul autoradiografiei, a conținutului de elemente în grafitul fontei*, p. 124 — *Modelarea procesului de apariție a porilor de gaze în piesele turnate*, p. 128 — *Perfecționarea procesului de ardere a combustibilului în cuptorul adînc de încălzire, recuperativ*, p. 133 — *Funcționarea recuperatoarelor cuptorului adînc, cu încălzire din centrul vetrei, la introducerea aerului cu ajutorul ejectoarelor*, p. 137— *Studierea metodei termodilatometrice de control al temperaturii metalului în cuptoare*, p. 140 — *Cheltuielile de reconstrucție ale întreprinderilor metalurgice*, p. 144 — *Termodinamica și cinetica reacțiilor de hidratare și carbonizare ale varului în stratul sinterizat*, p. 149 — *Influența dezoxidării cu aliaje intermediare cu conținut de calciu, asupra proprietăților oțelului 30HGSA*, p. 150— *Studierea solidificării aliajelor eutectice în cîmp centrifugal*, p. 150 — *Substructura diverselor componente ale texturii oțelului 80 necalmat laminat la rece și modificarea acesteia în cazul recoacerii* p. 151 — *Procedeul determinării foarte sensibile a hidrogenului în metale, în fluxul purtător, cu ajutorul pirocatarometrului*, p. 153.

Metallurg, U.R.S.S., nr. 6, 1980

Creșterea nivelului mecanizării și a eficienței producției de bază și a reparațiilor — sarcină la ordinea zilei, p. 2 — *Experiența generalizării și asimilării procedeelor de lucru avansate la Combinatul metalurgic din Magnitogorsk*, p. 6 — *Sistem de control automat al parametrilor repartizării fluxului de gaze pe secțiunea cuvei furnalului*, p. 9 — *Mărirea siguranței și a duratei de funcționare a răcitoarelor cu țevi ale nivelmetrelor radiometrice*, p. 11 — *Automatizarea menținerii nivelului în buncărele alimentatoarelor cu tambur, ale mașinii de aglomerare*, p. 13 — *Împingător melcat pentru fixarea răcitoarelor la montarea în furnale*, p. 14 — *Sistemul de radiocomandă a scurgerii zgurei*, p. 17 — *Dispozitiv pentru demontarea răcitoarelor furnalului*, p. 18 — *Mecanizarea lucrărilor în oțelăria LD a uzinei „Azovstal”*, p. 19 — *Reducerea emisiunilor de oxid de carbon din oțelăriile LD de mare capacitate*, p. 21 — *Sistem de reglare automată a presiunii în spațiul de lucru al cuptorului Martin*, p. 23 — *Dozarea automată a fontei și feroaliajelor în secția Martin*, p. 24 — *Mecanizarea lucrărilor în secția de cuptoare Martin ale Uzinei din Kommunarsk*, p. 26 — *Perfecționarea sistemului de automatizare a regimului termic al cuptoarelor continue ale liniilor de laminare la cald*, p. 28 — *Sistem automat de informare-măsurare la evidența energiei de la laminorul de profile ușoare 250—6*, p. 29 — *Defectoscopia complexă a țevilor din aliaje*, p. 30 — *Mecanizarea grătarului de recepție a agregatului de zincare caldă a țevilor*, p. 32 — *Controlul întinderii filetului conductelor de tubaj și ale prăjinilor de foraj, cu diametrul de 140 și 168 mm*, p. 34 — *Mecanizarea centrării lingourilor rotunde*, p. 35 — *Complex mecanizat pentru curățarea vagoanelor descoperite și a platformelor*, p. 36 — *Mecanizarea muncii manuale în întreprinderile ramurii*, p. 39 — *Sistemul automatizat de evidență a cadrelor*, p. 40.

Stal, U.R.S.S., nr. 6, 1980

Îmbunătățirea calității aglomeratului la fabrica de aglomerare nr. 2 a Combinatului metalurgic din Karaganda, p. 454— *Căile de intensificare a funcționării furnalelor de mare capacitate, ale Combinatului metalurgic din Karaganda, în cazul funcționării lor cu o mare scoatere de zgură*, p. 459 — *Asimilarea tehnologiei de elaborare în furnal, prin suflarea în creuzet a unei emulsii de apă și păcură*, p. 465 — *Utilizarea cărbunelui slab la fabricile de aglomerare ale Combinatului metalurgic din Karaganda*, p. 468 — *Elaborarea și asimilarea tehnologiei de afinare a fontei cu conținut de fosfor de pînă la 1%, în convertizoarele cu oxigen de mare capacitate, cu utilizarea varului bucăți*, p. 469 — *Influența conținutului de fosfor din fontă asupra indicatorilor tehnico-economici ai afinării în convertizor*, p. 475 — *Comanda regimului termic al elaborării în convertizor*, p. 479 —

Suflarea în oală a azotului gazos, p. 481— *Fabricarea oţelului pentru emailare*, p. 484 — *Problemele automatizării producţiei de convertizor la Combinatul metalurgic din Karaganda*, p. 486 — *Comportarea căptuşelii convertizoarelor de mare capacitate la afinarea fontelor fosforoase*, p. 488 — *Fabricarea varului în cuptoare cu strat fluidizat*, p. 492 — *Elaborarea şi utilizarea lingotierelor mari pentru sleburi, rezistente la fisuri*, p. 494 — *Optimizarea parametrilor tehnologici de producţie şi exploatare a lingotierelor*, p. 496 — *Elaborarea oţelului pentru dinam, din fontă cu conţinut ridicat de fosfor, în convertizoare de 250 t*, p. 498 — *Îmbunătăţirea calităţii oţelului calmat prin prelucrarea în oală cu un amestec de afinare*, p. 500 — *Regimul adaosurilor de var la afinarea fontei fosforoase, într-un convertizor de 250 t*, p. 500 — *Căile de reducere a cheltuielilor materiale la elaborarea oţelului electric*, p. 502 — *Modelarea pe calculator electronic a proceselor de topire în cuptorul cu arc*, p. 503 — *Obţinerea aliajelor intermediare cu metale de pămînturi rare*, p. 507 — *Fabricarea tablei groase din oţel de convertizor, slab aliat, pe laminorul continuu de 1700*, p. 510 — *Producţia de bandă din oţel slab aliat cu rezistenţă înaltă pentru şasiurile automobilelor*, p. 512 — *Asimilarea producţiei de benzi laminate la rece în rulouri cu masa de maximum 45 t*, p. 515 — *Asimilarea laminării lingourilor de o construcţie nouă pe slebingul de 1150*, p. 517 — *Perfecţionarea răsturnătorului slebingului de 1150 de la Combinatul metalurgic din Karaganda*, p. 519 — *Semifabricate pentru ţevi fără sudură*, p. 521 — *Particularităţile tehnologiei de producţie a oţelului electrotehnic slab aliat, la Combinatul metalurgic din Karaganda*, p. 525 — *Influenţa neomogenităţii structurale locale asupra nivelului microdeformaţiei în straturile superficiale ale tablei laminate la rece*, p. 528 — *Elaborarea şi utilizarea controlului nedistructiv al proprietăţilor mecanice şi a conţinutului metalului laminat*, p. 530 — *Analiza prognozei preliminare a dezvoltării producţiei de oţel pe baza materialelor de informare*, p. 533 — *Protejarea pieselor în cazul încălzirii la temperaturi înalte în mediu oxidant*, p. 537 — *Rolul organizării tehnico-ştiinţifice în rezolvarea problemelor privind utilizarea raţională a metalului*, p. 539 — *Proprietăţle zgurelor fosforoase de convertizor, de la Combinatul metalurgic din Karaganda şi perspectivele lor de utilizare*, p. 541.

Ironmaking and Steelmaking, Anglia, nr. 2, 1980

Reducerea magnetitei cu hidrogen : Partea 1. Cinetica intrinsecă, p. 49 — *Îmbunătăţirea performanţei furnalelor de la Solmer prin acţiunea asupra distribuirii constituenţilor încărcăturii la gura de încărcare*, p. 59 — *Reducerea simulată în furnal a peletelor acide, în intervalul de temperatură 950— 1 350°C*, p. 68— *Pregătirea deşeurilor metalice pentru elaborarea oţelului obişnuit*, p. 82 — *Aplicaţiile rafinării electrice sub zgură la fabricarea cilindrilor*, p. 82.

Metallurgia, Anglia, nr. 4, 1980

Cuptoare cu vid pentru tratament termic, p. 176 — *Progresele înregistrate la cuptoarele cu pat fluidizat*, p. 182 — *Elemente cu conţinut de bisiliciură de molibden utilizate la încălzirea cuptoarelor electrice cu arc*, p. 186 — *Fabricarea şi utilizarea gazului industrial*, p. 188 — *Extrudarea de precizie a aluminiului şi instalaţiile de fabricare a matriţelor la firma olandeză Mifa Aluminium bx*, p. 194.

Metallurgia, Anglia, nr. 5, 1980

A zecea convenţie internaţională cu privire la matriţare. Rezumatele unor referate, p. 228 — *Asociaţia pentru cercetarea operaţiei de matriţare*, p. 250 — *Energia, mediul înconjurător şi engineeringul*, p. 251 — *Roboţii utilizaţi în industria forjării*, p. 255 — *Divizia Duport Steels se alătură pieţei de desfacere a pieselor forjate*, p. 257 — *Arcuri elastice utilizate în spaţiile circulare formate prin îndoirea cu un poanson şi o matriţă semisferică*. p. 275.

Neue Hütte, R.D.G., nr. 6, 1980

Rezultatul cercetărilor tehnologice pe o instalaţie de mărunţit fier vechi, p. 201 — *Consideraţii teoretice şi practice asupra durabilităţii părţii de jos a convertizoarelor cu insuflare prin partea de jos*, p. 207 — *Cercetări matematice privind rezistenţa materialului refractar în convertizorul cu insuflare de oxigen prin partea de jos pe baza calculării curentului*, p. 211 — *Calcularea curentului în ajutajul inelar cu fantă, răcit cu gaz metan, din convertizorul cu insuflare de oxigen prin partea de jos*, p. 215 — *Influenţa elementelor de aliere asupra solubilităţii şi activităţii oxigenului în fierul lichid la 1 600*°C, p. 218 — *Contribuţie la calcularea tensiunilor termice în firul turnat, la turnarea continuă a oţelului cu ajutorul metodei elementelor finite*, p. 221 — *Influenţa condiţiilor de deformare asupra necesarului de muncă la întinderea şi refularea oţelului pătrat, cu ajutorul unui ciocan*, p. 224.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 11, 1980

Protecţia mediului în oţelăriile electrice, p. 569 — *Controlul central al auzului în industria siderurgică*, p. 575 — *Sarcini multiple ale industriei, provocate de diminuarea zgomotului şi căile de remediere*, p. 581 — *Influenţa fondanţilor asupra emisiunilor la zincarea prin scufundare*, p. 587

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 12, 1980

Legătura între permeabilitatea la gaze a furnalului şi proprietăţile mecanice ale cocsului, p. 617 — *Încercări fenomenologice pe model asupra curgerii lichidului în partea inferioară a furnalului*, p. 623 — *Cercetări privind reducerea variaţiilor de lăţime la fabricarea benzilor late la cald*, p. 631 — *Cercetări asupra coroziunii atmosferice a oţelurilor nealiate şi slab aliate în condiţii ambiante diferite*, p. 641.

Koks-Smola-Gaz, Polonia, nr. 3, 1980

Procesul de piroliză rapidă a huilelor. P.I. Influenţa vitezei de încălzire asupra scoaterii de produse de piroliză, p. 55 — *Alchilarea cărbunelui prin metoda Friedel-Crafts, P.I.* — *Alchilarea cărbunelui ortococsificabil cu cloruri alchilice în prezenţa clorurii de aluminiu*, p. 59 — *Cercetarea optică a cocsului şi a produselor pe bază de carbon-grafit*, p. 64 — *Metode nedistructive pentru studierea proprietăţilor mecanice ale electrozilor de grafit utilizaţi în metalurgie*, p. 70 — *Direcţiile cercetărilor tehnologice privind obţinerea şi utilizarea cărbunilor activi*, p. 72 — *Simpozionul O.N.U. ,,Perspectivele mondiale ale cărbunelui''*, p. 76.

Wiadomosci Hutnicze, Polonia, nr. 5, 1980

Optimizarea consumului de încărcătură pentru sectorul de furnale, p. 135 — *Posibilităţile de interschimbare a diferiţilor combustibili gazoşi în metalurgie*, p. 140 — *Studiul condiţiilor de încălzire a încărcăturii cu ajutorul utilizării detectoarelor de fluxuri termice*, p. 142 — *Estimarea proprietăţilor feromagnetice în oţelurile nemagnetice elaborate sub vid*, p. 149 — *Obţinerea argintului din materii prime şi materiale secundare*, p. 153 — *Brevete poloneze din domeniul siderurgiei*, p. 157.

Hutnik, Polonia, nr. 5, 1980

Determinarea reductibilităţii relative a materialelor de furnal, p. 186 — *Studii privind desulfurarea oţelului Martin cu amestecuri în oală*, p. 190 — *Energia de melanjare a băii metalice în oală de către bulele de argon*, p. 193 — *Expandarea manşoanelor de ţevi la laminorul duo oblic*, p. 195 — *Aderenţa ţunderului la sîrma laminată din oţeluri carbon*, p. 201 — *Arzător cu flacără plată pentru arderea combustibilului lichid*, p. 206 — *Posibilităţile metalurgice ale reglării purităţii oţelului*, p. 1/B.

Revue de Métallurgie— C.I.T., Franţa, nr. 1, 1980

,,Doparea'' sau mărirea capacităţii cauperelor. Aspecte termice, realizări practice, p. 1 — *Reflecţii practice privind panourile răcite cu apă pentru cuptorul electric cu arc UHP*, p. 13 — *Transferul de căldură în duzele convertizoarelor cu insuflare de oxigen prin fund*, p. 23 — *Turnarea ,,Magnetogyr'' a oţelurilor calmate cu siliciu şi cu aluminiu. Protecţia jeturilor împotriva reoxidării*, p. 33 — *Laboratorul de Studii şi Control al Mediului Înconjurător Siderurgic. Opt ani de activitate (1971— 1979)*, p. 55 — *Studierea diferitelor aspecte ale tratamentului de detensionare în construcţia aparatelor de presiune*, p. 61.

Revue de Métallurgie — C.I.T., Franţa, nr. 2, 1980

Prereducerea şi oţelăria electrică, p. 101 — *Tendinţe noi în domeniul aglomerării pe grătar, în Europa*, p. 111 — *Refractarele din carbură de siliciu utilizate ca refractare pentru furnal*, p. 121 — *Îmbunătăţirea comportării refractarelor la oţelăria nr. 2 de la Dunkerque*, p. 133— *Comanda prin calculator a oţelăriei electrice de la Creusot*, p. 147 — *Detectarea defectelor. Optimizarea tăierii bramelor*, p. 155 — *Deformările elastice ale cilindrilor de laminor. Influenţa contra-încovoierii*, p. 163.

Revue de Métallurgie — C.I.T., Franţa, nr. 3, 1980

Răcirea furnalului de la Solmer cu ajutorul sistemului stavescoolers (răcire prin plăci), p. 193 — *Desulfurarea fontei de afinare prin injectare de carbonat de sodiu*, p. 201 — *Compararea procedeelor de convertizor cu insuflare prin partea superioară şi cu insuflare prin partea inferioară*, p. 213 — *Utilizarea prereduselor în fabricarea oţelului în cuptoarele cu arc*, p. 229 — *Combinarea unei instalaţii de turnare continuă cu afinarea în oală*, p. 237 — *Posibilităţi de reducere a temperaturii de încălzire a bramelor înainte de laminare*, p. 245 — *Comportarea profilelor din oţel cu limită de elasticitate înaltă la scheletele metalice*, p. 259.

Revue de Métallurgie — C.I.T., Franţa, nr. 4, 1980

Controlul şi reglarea procesului de aglomerare pe grătar, p. 285 — *Măsurarea prin pirometrie în infraroşu a temperaturii cocsului la descărcare*, p. 293 — *Protecţia cu CO_2 lichid a duzelor LWS la oţelăria din Hagondance*, p. 299 — *Rolul ductilităţii metalului solid în formarea defectelor la turnarea continuă*, p. 307 — *Studiul fenomenelor care intervin în cursul oboselii termice a oţelurilor*, p. 319 — *Estimarea oţelurilor cu înaltă limită de elasticitate pentru utilizări la cazane*, p. 327 — *Japonia în 1979 şi automatizarea construcţiilor de maşini*, p. 341.

Revue de Métallurgie — C.I.T., Franţa, nr. 5, 1980

Încercări de injectare a unui produs refractar plastic în creuzetul unui furnal, p. 373 — *Influenţa încărcării şi a comenzii insuflării asupra formării zgurei. Consecinţe practice*, p. 379 — *Instalaţiile de turnare continuă de la SOLLAC. Prezentarea instalaţiilor şi primele rezultate de exploatare*, p. 393 — *Controlul lubrifierii în lingotiera de turnare continuă executat prin procedeul ML. TEKTOR*, p. 403 — *Dezvoltarea de noi refractare turnate electric pentru cuptoare de încălzire*, p. 409 — *Aspecte ale performanţelor potenţiale ale oţelurilor ,,multifaze'' pentru table de diferite grosimi*, p. 421 — *Studierea pasivării oţelurilor feritice în cloruri şi sulfaţi*, p. 439.

Bollettino Tecnico Finsider, Italia, nr. 385, martie—apr., 1980

Turnarea continuă a blumurilor cu laminare succesivă în ţagle la Società Nazionale Cogue din Aosta, p. 95 — *Problema energiei în sectorul siderurgic*, p. 105 — *Utilizarea tablei cositorite produse din oţel de turnare continuă la confecţionarea cutiilor pentru conserve alimentare*, p. 113 — *Permeabilitatea şarjei de furnal. Caracterizarea aerodinamică a materialelor încărcăturii de furnal şi posibilitatea de intervenţie asupra comportamentului fluido-dinamic al acesteia*, p. 120.

Ogneupori, U.R.S.S., nr. 6, 1980

Fabricarea şi încercarea refractarelor din praf de magnezit cu densitate şi puritate ridicate, p. 7 — *Produse carborundice pe bază de încărcături polifracţionale*, p. 11 — *Căldura specifică a refractarelor în intervalul 293—2000 K*, p. 12 — *Studierea paharelor mulitocorindonice, după funcţionare la elaborarea în vid a aliajelor pe bază de nichel*, p. 18 — *Căptuşeală din panouri a cuptorului de încălzire cu cameră*, p. 20 — *Interacţiunea dintre creuzetele periclazice şi masa topită a aliajului pe bază de nichel*, p. 25 — *Mecanismul fizic al procesului de formare a fibrelor*, p. 27 — *Influenţa conţinutului de oxizi de aluminiu în masele de torcretare din şamotă asupra rezistenţei lor la acţiunea zgurei*, p. 30 — *Studierea diluării suspensiilor de zirconiu*, p. 32 — *Studierea refractarelor cu compoziţia zirconiu-cuarţit şi zirconiu-argilă*, p. 36 — *Studierea proprietăţilor reologice şi liante ale suspensiilor apoase ale nisipului cu cuarţ*, p. 39 — *Studierea cîtorva legi ale recristalizării oxizilor cu compoziţia M_2O_3*, p. 46 — *Sinterizarea şi cîteva proprietăţi ale ceramicii mulitocorindonice obţinute din oxizi puri*, p. 51 — *Clasificarea refractarelor*, p. 54.

CSG
CSG
CSG

COMBINATUL SIDERURGIC GALAŢI

produce şi livrează:

Produse laminate din oţel.

– *Table groase şi mijlocii:*

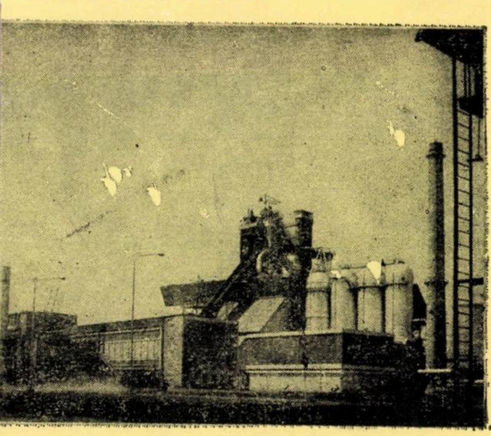
in oţeluri calmate, semicalmate, necalmate, slab aliate
i aliate conform normelor româneşti şi străine; pentru
onstrucţii mecanice, metalice, navale, de maşini, de
azane şi recipiente sub presiune etc.

– *Benzi şi table laminate la rece:*

eacoperite şi zincate conform normelor româneşti şi
trăine, pentru construcţii metalice, ţevi sudate, pro-
ile îndoite, aparataj electric, caroserii, articole de uz
asnic etc.

Produse chimice

- Sulfat feros heptahidratat
- Sulfat de amoniu
- Gudron de huilă
- Benzen brut de huilă
- Smoală de cocserie



CSG
CSG
CSG

Pentru informaţii detaliate asupra produselor noastre adresaţi-vă la:

COMBINATUL SIDERURGIC — GALAŢI
DIRECŢIA COMERCIALĂ
Şoseaua Smîrdan nr. 1
6200 Galaţi
Telefon (930) 30438
Telex 51285

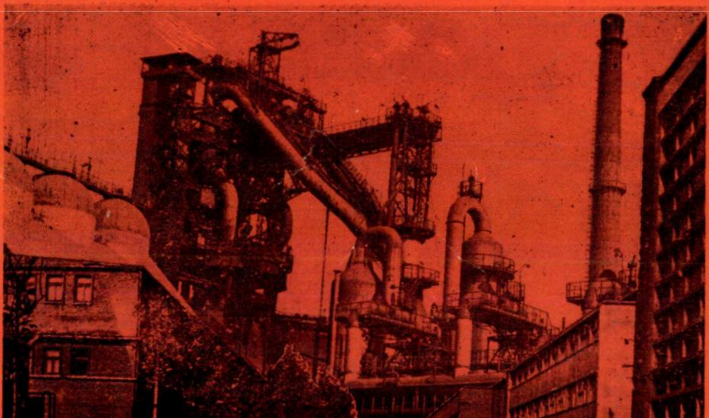
ÎNTREPRINDEREA DE CONSTRUCŢII SIDERURGICE HUNEDOARA

Str. Dr. Petru Groza nr. 8 ● 2750 Hunedoara
telefon: 13050; 13051 - telex : 032417

ÎN EXECUŢIA LUCRĂRILOR DE CONSTRUCŢII-MONTAJ FOLOSEŞTE PROCEDEE ŞI TEHNOLOGII MODERNE, UTILIZÎND FORŢĂ DE MUNCĂ SPECIALIZATĂ CU O ÎNDELUNGATA EXPERIENŢĂ

EXECUTĂ LUCRĂRI DE CONSTRUCŢII-MONTAJ SPECIFICE COMBINATELOR SIDERURGICE

- Fabrici de aglomerare
- Baterii de cocsificare, distilerii de gudron
- Furnale
- Oţelării Martin şi electrice
- Laminoare
- Turnătorii, forje
- Fabrici de oxigen
- Fabrici de var
- Fabrici de dolomită
- Instalaţii electrice de mecanizare şi automatizare
- Lucrări de căi ferate şi drumuri
- Montaje de cuptoare pentru produse refractare
- Uzine de construcţii metalice şi utilaj metalurgic
- Construcţii social-culturale şi sportive
- Construcţii zootehnice
- Fabrici pentru industria uşoară



E 3280

R

METALURGIA

REFERÁLVA

11

METALURGIA • BUCUREȘTI • ANUL XXXII • NR. 11 • NOIEMBRIE 1980

ÎNTREPRINDEREA "OŢELINOX" TÎRGOVIŞTE

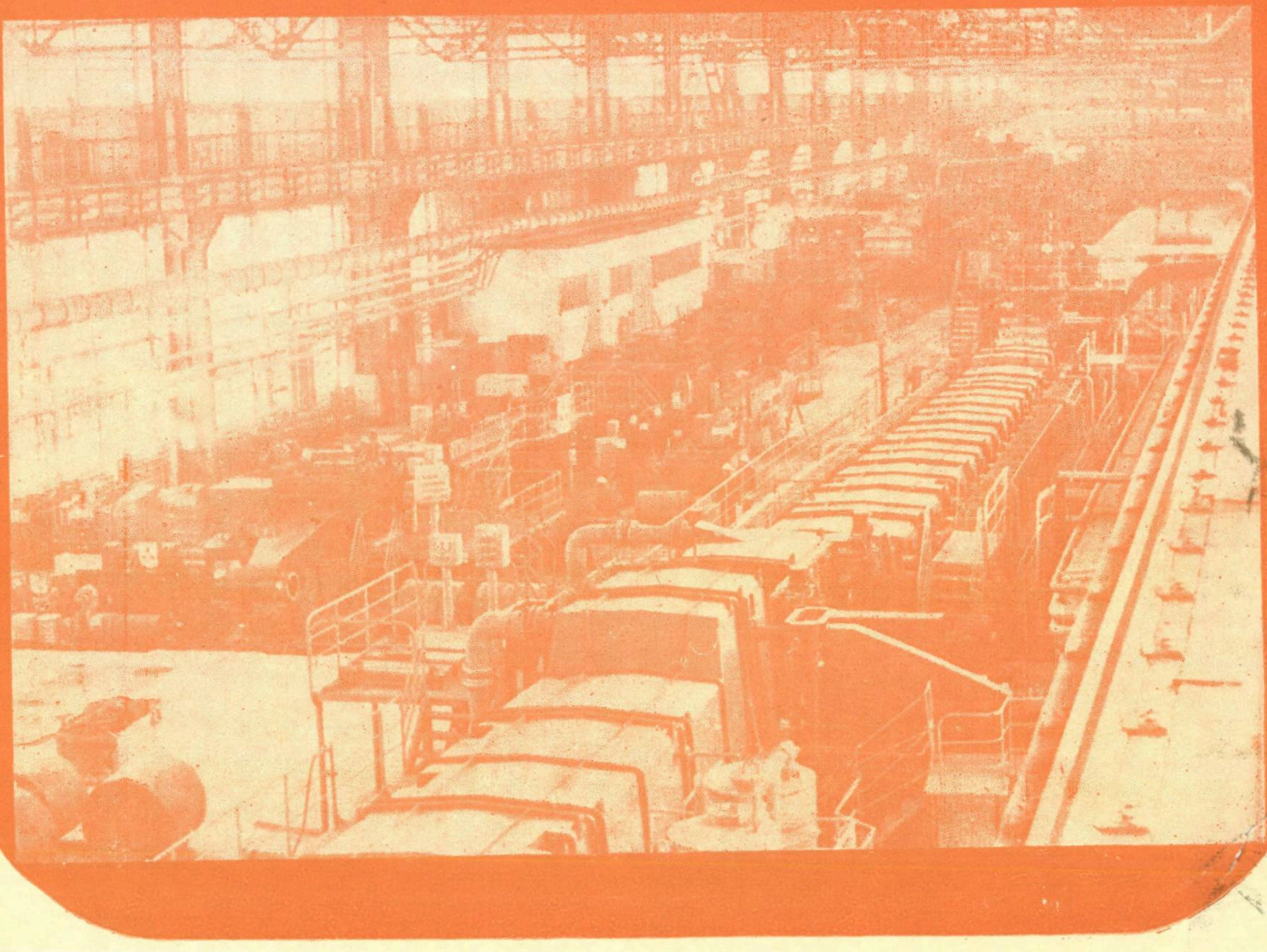
Str. Şoseaua Găieşti 16 - Judeţul Dîmboviţa
Telex : 17294 - Telefon : 11230; 14735

PRODUCE şi LIVREAZĂ :

Table şi benzi din oţeluri inoxidabile (austenitice, feritice şi martensitice) cu următoarele dimensiuni :

- grosime 0,3 - 3 mm
- lăţime benzi 50 - 1250 mm
- lăţime table 500 - 1250 mm
- lungime table pînă la 4000 mm

Produsele se livrează ambalate sub formă de pachete şi rulouri



METALURGIA

Anul 32 Nr. 11 noiembrie 1980

19

CUPRINS

Mazur, Margareta, Forizs, Şt. şi *Rus, D.* : **Proprietăţile gazodinamice ale cocsului metalurgic — criteriu de calitate** 561

Păsărică, Victoria, Poşircă, I., Beroncea, E., Dobrescu, Edith şi *Alexandrescu, Stela* : **Natura şi dispersia incluziunilor nemetalice în oţelurile pentru construcţii, elaborate în cuptoare electrice de 50 t** 567

Piţigoi, B. : **Modelarea matematică a procesului de răcire programată şi dirijată a benzilor laminate la cald** 579

Ivanoff, Gh. : **Aspecte privind comportarea la cald şi după sudare a oţelurilor inoxidabile austenitice, asimilate în R.S.R** 585

Pavel, N. : **Unele modalităţi practice de abordare a calculului durabilităţii componentelor utilajelor metalurgice** 592

Cohn, E., Sofroni, L. şi *Popovici, R.* : **Miezuri solubile în apă folosite la turnarea aliajelor** 597

Riposan, I. şi *Kelemen, F.* : **Comportarea la oxidare a fontelor cenuşii, utilizate la turnarea lingotierelor mari (16—25 t)** 601

Dulămiţă, T., Zamfir, Simona şi *Groza, Ioana* : **Cercetări privind creşterea durabilităţii cochilelor pentru turnarea bronzurilor cu aluminiu** 611

DOCUMENTARE

COLEGIUL DE REDACȚIE

LAURENTIE SOFRONI — președinte, CEZAR AVRAM, GHEORGHE BUJGOI, ALEXANDRU CIOROGARU, SORIN CÎNDEA, ANTONICĂ DIJMĂRESCU CONSTANTIN DRAGOMIR, IANCU DRĂGAN, ION DRAGAN, DAN DULAMĂ, TRAIAN DUMITRESCU, SUZANA GÂDEA, GHEORGHE GHEORGHIU, VASILE GROSU, CONSTANTIN IONESCU, VICTOR MIHU, ION MOLDOVAN, NICOLAE MURGULEȚ, FLOREA OPREA, IGINIO PAVONI, MIRCEA PENESCU, MIRCEA POPOVICI, ION PRISECARU, ȘTEFAN RĂDVAN, CORNEL RIZESCU, MARIA SAVU, CLAUDIU ȘTEFĂNESCU, SILVIA VACU, VASILE VĂZDĂUȚEANU, VASILE VULCU

Redactor : G. COJOCARIU
Tehnoredactor : EC. CHIPARIZOPOL

„Cititorii din străinătate se pot abona adresîndu-se la ILEXIM Departamentul Export-Import Presă, P.O. Box 136—137, telex : 11226, București, str. 30 Decembrie nr. 3".

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, str. Mendeleev 21—25, Setor 1, Telefon : 59.49.90. Revista este editată de ICEM — O.I.D. Instituțiile pot achita abonamentele în contul nostru de virament nr. 30.15.0.01.01. B.N. — R.S.R. — filiala sector VI — Institutul de cercetări metalurgice. Tarif pentru întreprinderi : lei 150 anual ; tarif pentru abonamente individuale : 48 lei anual. Costul unui exemplar : lei 5. Tiparul — Întreprinderea poligrafică „Informația", str. Brezoianu, nr. 23—25, **București**

„Taxele poștale achitate conform aprobării D.G.P.Tc nr. 137/5462/1979"

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT

CONTENTS

C : 662.741.3:539.41.5

Mazur, Margareta, Forizs, Șt. and *Rus, D.*: **The gasody-amical properties of the metallurgical coke-the qality criterion**

The paper analyses the possibility of the coke quality ppreciation after its gasodynamical properties. In this iew the authors present the data regarding the determination f these properties by calculation and by a direct method.

The determinations of both cases were carried out begin-ing with the granulometric analyses of the skip coke and he mechanic strengths carried out using the MICUM and IRSID methods.

The statistical-mathematical analyses on the different actors regarding the coke consumption showed a better oncordance between the gasodynamical properties and he coke consumption than the MICUM and IRSID resistan-es which represented the basis of the determinations.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 11, p. 561—566

DC : 669.14.018.291 : 539.2191

Păsărică, Victoria, Poșircă, I., Baroncea, E., Dobrescu, Edith and *Alexandrescu, Stela*: **The nature and dispersion of nonmetalic inclusions in the structural steel, produced in the 50 t electric furnaces**

The paper presents the research results of the nonmetalic inclusions on some structural steel grades namely in steels: for improvement and cementing, for cast parts and for aero-space industry.

The methods used are presented in the papers /1/ and /2/ applied in the similar study of the ball bearing steels.

Metalurgia 32 (1980), nr. 11, p. 567—578

DC : 621.78.082 : 669.14—418

Pițigoi, B.: **Mathematical modelling of the controlled and programmed cooling of hot rolled strips**

On basis of the equation of the thermal balance, written as a differential equation with partial derivatives and making some simplifying assumptions, practically actual, it will be obtained a total differential whose integral represents a relation numerically computable, representing the strip temperature variation vs. time and space.

Introduced into a computer, it can transmit controls in the cooling system, on the basis of the data received from the rolling process so that to achieve any metallographical structure in strip, in a defined range.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 11, p. 579—584

DC : 669.14.018.8 : 539.512

Ivanoff, Gh.: **Aspects regarding the heat and after welding behaviour of the austenitic stainless steels assimilated in the country**

The paper presents the characterization of the heat behaviour of the 18 Cr — 10 Romanian austenitic stainless steels without and respectively with molybdenum. The authors point out the experimental results regarding the reduction of the yield point with temperature, the tendency of hot embrittlement (650°C) and the creep characteristics.

The characterization of the welding behaviour regards the aspect of the cracking heat phenomenon of the melt, the authors suggesting a ferrite percentage between 5 and 10% for the deposited metal, in view to avoid the hot cracking.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 11, p. 585—591

DC : 658.58 : 669.1

Pavel, N.: **Some practical ways to obtain the long life calculation of the equipment components in the functional maintaining system**

The knowledge of each long life component in the metallurgical equipment offers the possibility of bringing up-to-date the repairing cycles, the consumption rate, and the group technology obtaining.

Some practical ways to obtain the long life calculation in the functional maintaining system are approached in the material.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 11, p. 592—596

DC : 621.743

Cohn, E., Sofroni, L. and *Popovici, R.*: **Water soluble cores used at the alloys casting**

The paper presents the most frequent soluble cores applied now in the foundries practice.

The test was carried out for producing some water soluble cores by casting and using the common foundry bounderies as well as the results obtained.

The soluble cores prepared were used at some aluminium alloy parts casting.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 11, p. 597—600

DC : 669.162.275.144

Riposan, I. and *Kelemen, F.*: **The oxidation behaviour of the gray iron used at the big (16—25 t) mould casting**

The paper analyses the oxydation behaviour of the iron used at the big (**16—25** t) mould casting.

The authors suggest gray iron with the saturation degree in carbon Sc = 0,95 — 1,0 obtained at low values for carbon and high values for silicon (2,0—2,2%).

The iron have a tensile strength of 200—230 N/mm^2 at a ratio Si : C = 0,6 and Sc = 0,95 — 1,0.

The uniform distribution of the graphite under the form of some isolated lamella, descreases the oxydation tendency of the metallic mass.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 11, p. 601—610

DC : 621.74.043 : 669.2/.8

Dulămi ᵵ, T., Zamfir, Simona and *Groza, Ioana*: **Researches regarding the increasing of shell hardenability for aluminium bronze casting**

The paper presents the experiments carried out on a Cu and Mo microalloyed iron for aluminium bronze casting. The high microalloyed iron heat conductibility is noticed in comparison with this one of the usual gray iron.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 11, p. 611—614

INHALT

DK : 662.741.3 : 539.4/.5

Mazur, Margareta, Forizs, Șt. und *Rus, D.* : **Die Gasdynamischen Eigenschaften des Ofenkokses-ein Qualitätsmerkmal**

Es wird die Möglichkeit der Beurteilung der Koksqualität nach den gasdynamischen Eigenschaften analysiert. Zu diesem Zweck werden Angaben über die Bestimmung dieser Eigenschaften durch Berechnung und durch eine direkte Methode angeführt.

In beiden Fällen sind die Bestimmungen von der Kornanalyse des Kokses und den mechanischen Widerständen ausgegangen und nach den Methoden MICUM und IRSID durchgeführt worden.

Die statistisch-mathematische Analyse über den Einfluss der verschiedenen Faktoren auf den Koksverbrauch zeigte eine bessere Übereinstimmung zwischen den gasdynamischen Eigenschaften und den Koksverbrauch als die MICUM und IRSID Widerstände.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 11, p. 561–566

DK : 669.14.018.291 : 539.219.1

Păsărică, Victoria, Poșircă, I., Baroncea, E., Dobrescu, Edith und *Alexandrescu, Stela* : **Eigenschaften und Verteilung der nichtmetallischen Einschlüsse in den in 50 t Elektroöfen hergestellten Baustählen**

Es werden die Ergebnisse der auf einigen Baustählen durchgeführten Untersuchungen angegeben, im Zusammenhang mit den nichtmetallischen Einschlüssen undzwar auf Vergütungsstähle, Einsatzstähle, Stähle für Autoteile und für die Luftfahrtindustrie.

Die angewendeten Methoden sind in den Arbeiten /1/, /2/ beschrieben.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 11, p. 567–578

DK : 621.78.082 : 669.14–418

Pițigoi, B. : **Mathematische Gestaltung des gesteuerten und programmierten Kühlprozesses der warmgewalzten Bänder**

Ausgehend von der Wärmebilanzgleichung, die unter differenzieller Form mit partiellen Ableitungen geschrieben ist, und einigen vereinfachenden praktisch reellen Hypothesen, gelangt man zu einem totalen Differential, dessen Integral eine digital berechenbare Relation ist, die die Bandtemperaturschwankung in Abhängigkeit von Zeit und Raum darstellt.

Wenn man Sie in einen Rechner einführt, kann er Steuerungen ins Kühlsystem auf Grund der vom Walzprozess erhaltenen Angaben übermitteln so dass jedwelche metallographische Struktur im Band, in einem bestimmten Bereich, realisiert werden kann.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 11, p. 579–584

DK : 669.14.018.8 : 539.512

Ivanoff, Gh. : **Einige Betrachtungen über das Warmeverhalten und nach dem Schweissen der austenitischen nichtrostenden, in der SRR hergestellten Stähle**

In der Arbeit wird das Wärmeverhalten der nichtrostenden, in der SRR hergestellten Stähle der Type 18 Cr – 10 Ni, ohne bzw. mit Molybden, beschrieben. Es werden die Untersuchungsergebnisse über die Herabsetzung der Fliessgrenze, die Warmbrüchigkeitstendenz bei 650°C und die Kriecheigenschaften angeführt.

Das Schweissverhalten bezieht sich auf die Warmrisstendenz des flüssigen Metalls. Für die Vermeidung des Warmrisses wird eine Ferritzusammensetzung von 5–10% vorgeschlagen.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 11, p. 585–591

DK : 658.58 : 669.1

Pavel, N. : **Einige praktische Möglichkeiten für die Berechnung der Dauerhaltbarkeit der Anlagenbestandteile im Rahmen des Betriebswartungssystems**

Die Kenntnis der Dauerhaltbarkeit der Anlagenbestandteile ermöglicht die Zusammenstellung der Reparaturzyklen, der Verbrauchsnormen und die Verwirklichung der Herstellungstechniken.

Es werden einige praktische Möglichkeiten erläutert für die Verwirklichung des Betriebswartungssystems.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 11, p. 592–596

DK : 621.743

Cohn, E.,, Sofroni, L. und *Popovici, R.* : **Wasserlösliche Kerne für das Giessen der Legierungen**

In der Arbeit werden die heute in der Giessereipraxis angewendeten wasserlösliche Kerne beschrieben.

Die durchgeführten Untersuchungen für die Herstellung einiger wasserlöslichen Kerne, durch Giessen und mit Hilfe von gewöhnlichen Giessereibindemitteln und die erhaltenen Ergebnisse, werden angeführt.

Die hergestellten Kerne wurden beim Giessen der Aluminiumlegierungen verwendet.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 11, p. 597–600

DK : 669.162.275.144

Riposan, I. und *Kelemen, F.* : **Das Oxydationsverhalten der für das Giessen der grossen Kokillen benutzten Gusseisen**

Die Arbeit analysiert das Oxydationsverhalten der für das Giessen der grossen Kokillen (16–25 t) benutzten Gusseisen.

Es werden Graueisen mit Kohlenstoff-Sättigungsgrad $S_c = 0,95 - 1,0$ vorgeschlagen bei niedrigen Kohlenstoffgehalten (3,4–3,6 %) und hohen Siliziumgehalten (2,0–2,0 %).

Bei einem Verhältnis $Si : C \approx 0,6$ und $S_c = 0,95 - 1,0$, haben diese Gusseisen ein Zugwiderstand von 200–230N/mm^2.

Die gleichförmige Verteilung des Graphits vermindert die Oxydationstendenz der metallischen Masse.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 11, p. 601–610

DK : 621.74.043 : 669.2/.8

Dulămiță, T., Zamfir, Simona und *Groza, Ioana* : **Untersuchungen über die Erhöhung der Kokillenhaltbarkeit für das Giessen der Aluminiumbronzen**

In der Arbeit werden die Untersuchungsergebnisse angeführt über das Giessen der Aluminiumbronzen in Kokillen aus mit Cr und Mo mikrolegierten Gusseissen. Es wird die bessere Wärmeleitfähigkeit der mikrolegierten Gusseisen im Vergleich zu den Graueisen gezeigt.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 11, p. 611–614

SOMMAIRE

CD : 662.741.3 : 539.4/.5

Mazur, Margareta, Forizs, Şt. et *Rus, D.* : **Les propriétés gazo-dynamiques du coke métallurgique – un critère de qualité**

On analyse la possibilité d'apprécier la qualité du coke d'après les propriétés gazo-dynamiques de celui-ci. A cette fin, on présente les données concernant les déterminations de ces propriétés par calcul et par une méthode directe. Dans les deux cas, les déterminations ont été effectuées en partant de l'analyse granulométrique du coke de skip et des résistances mécaniques effectuées à l'aide des méthodes MICUM et IRSID.

L'analyse statistique et mathématique, concernant l'influence des facteurs différents sur la consommation de coke, a montré une meilleure concordance entre les propriétés gazo-dynamiques et la consommation de coke que les résistances MICUM et IRSID.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 11, p. 561–566

CD : 669.14.018.291 : 539.219.1

Păsărică, Victoria, Poşircă, I., Baroncea, E., Dobrescu, Edith et *Alexandrescu, Stela* : **La nature et la dispersion des inclusions non-métalliques dans les aciers pour constructions, élaborés dans des fours électriques de 50 t**

On présente les résultats des investigations effectuées sur plusieures nuances d'aciers pour constructions et concernant les inclusions non-métalliques. Les aciers étudiés sont les suivants : l'acier de traitement et de cémentation, l'acier pour pièces d'automobile et l'acier pour l'industrie aéronautique.

Les méthodes utilisées, présentées dans les oeuvres [1] et [2] sont appliquées à une étude similaire des aciers pour roulements.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 11, p. 567–578

CD : 621.78.082 : 669.14–418

Piţigoi, B. : **Le modelage mathématique du processus de refroidissement dirigé et programmé du feuillard laminé à chaud**

En partant de l'équation du bilan thermique, écrite sous forme différentielle avec des dérivées partielle, et faisant quelques hypothèses de simplification, pratiquement réelles, on aboutit à une differentielle totale, dont l'intégrale représente une relation calculable numérique, qui à son tour représente la variation de température du feuillard, fonction de temps et espace.

Introduite dans un ordinateur, celui-ci peut transmettre des ordres au système de refroidissement, en partant des données reçues du processus de laminage, de manière qu'on peut réaliser chaque structure métallographique dans le feuillard, dans un domaine défini.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 11, p. 579–584

CD : 669.14.018.8 : 589.512

Ivanoff, Gh. : **Aspects concernant le comportement à chaud et après soudage des aciers inox austénitiques assimilées en Roumanie**

L'oeuvre traite sur la caractérisation du comportement à chaud des aciers austénitiques de type 18 Cr – 10 Ni sans molybdène et à molybdène, de fabrication roumaine. On met en évidence les résultats expérimentaux concernant la réduction de la limite d'écoulement avec la température, la tendance de fragilité au chaud (650°C) et les caractéristiques de fluage.

La caractérisation du comportement au soudage concerne l'aspect du phenomène de fissuration à chaud du metal fondu, pour le métal déposé étant récommendable un pourcentage de ferrite compris entre 5 et 10%, dans le but d'éviter la fissuration à chaud.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 11, p. 585–591

CD : 658.58 : 669.1

Pavel, N. : **Quelques modalités pratiques pour aborder le problème de la durée de vie des composantes d'outillages dans le contexte du système d'entretien fonctionnel**

La connaissance de la durabilité de chaque composante d'un outillage métallurgique donne la possibilité d'actualiser les cycles de réparation, les normes de consommation, la réalisation des technologies de groupe pour la fabrication des composantes, etc.

L'oeuvre traite sur quelques modalités pratiques, réalisables dans le contexte du système d'entretien fonctionnel.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 11, p. 592–596

CD : 621.743

Cohn, E., Sofroni, L. et *Popovici, R.* : **Noyaux solubles dans l'eau utilisés au moulage des alliages**

L'oeuvre présente les types les plus fréquemts de noyaux solubles, utilisés maintenant dans la pratique des fonderies. On indique les essais ayant comme but la fabrication des noyaux solubles dans l'eau, par moulage et par l'utilisation des liants usuels employés dans les fonderies, ainsi que les résultats obtenus.

Les noyaux solubles préparés ont été utilisés au moulage des certaines pièces en alliages d'aluminium.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 11, p. 597–600

CD : 669.162.275.144

Riposan, I. et *Kelemen. F.* : **Le comportement à l'oxydation des fontes grises, utilisées dans le moulage des grandes lingotières (16–25 t)**

L'oeuvre analyse le comportement à l'oxydation des fontes utilisées dans le moulage des grandes lingotières (16–25 t). Il est récommandable d'utiliser des fontes grises à un degré de saturation en carbone obtenu aux valeures réduites pour le carbone (3,4–3,6% C) et hautes pour le silicium.

La distribution uniforme du graphite, sous forme de lamelles isolées, réduit la tendance à l'oxydation de la masse métallique.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 11, p. 601–610

CD : 621.74.043 : 669.2/.8

Dulămiţă, T., Zamfir, Simona et *Groza, Ioana* : **Recherches sur l'augmentation de la durée de vie des coquilles pour le moulage des bronzes à l'aluminium**

L'oeuvre présente les expérimentations effectuées sur une fonte micro-alliée au Cr et Mo pour le moulage des bronzes à l'aluminium. On remarque la conductibilité thermique supérieure de la fonte micro-alliée par rapport à la fonte grise habituelle.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 11, p. 611–614

СОДЕРЖАНИЕ

ДК : 662.741.3 : 539.4/.5

Мазур, Маргарета, Фориц, Ш. и *Рус, Д.:* **Газодинамические свойства металлургического кокса – качественный критерий**

В работе анализируется возможность оценки качества кокса по газодинамическим свойствам его. С этой целью представлены данные, касающиеся определения этих свойств расчётом и прямым методом.

В обеих случаях определения проведены исходя от гранулометрического анализа скипового кокса и механических сопротивлений, проведенных по методам МИКУМ и ИРСИД.

Статистического-математический анализ, касающийся влияния различных факторов на расход кокса указал на лучшее соответствие между газодинамическими свойствами и расходом кокса, чем сопротивления МИКУМ и ПРСИД, лежавшие в основе определений.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 11, p. 561–566

ДК : 669.14.018.291 : 539.219.1

Пэсэрике, Виктория, Поширкэ, И. Барончеа, Е., Добреску, Едит и *Александреску, Стела:* **Характер и дисперсия неметаллических включений в конструкционных сталях, выплавленных в 50 т электропечах**

Представлены результаты исследования неметаллических включений на некоторые марки конструкционных сталей, а именно на улучшаемые, цементуемые стали, стали для автомобильных деталей и для аэровнавтической промышленности.

Используемые модели представлены в работах (1) и (2), применимые в подобном исследовании подшипниковых сталей.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 11, p. 567–578

ДК : 621.78.082 : 669.14–418

Пицигой, Б.: **Математическое моделирование процесса управляющего и программированного охлаждения горячекатанных полос**

Исходя из уравнения теплового балланса, представленная в диференциальной форме с частичной производной и рассматривая гипотезы упрощения, практически действительными, получим полную диференциальную функцию, интеграль которой представляет собой цифровое расчитываемое соотношение, это является вариацией температуры полосы по отношению времени и пространства.

При вводе в электронно-вычислительную машину, она может задавать импульсы в системе охлаждения, на основе полученных данных прокатки, таким образом, чтобы получить иную металлографическую структуру полосы в определенном диапазоне.

Metaluiba, 32 (1980), nr. 11, p. 579–584

ДК : 669.14.018.8 : 539.512

Иванофф, Г.: **Аспекты, касающиеся поведения при нагреве и после сварки аустенитных нержавеющих сталей, производимых в Румынии**

В работе характеризуется поведение при нагреве аустенитных нержавеющих румынских сталей типа 18Cr — 10Ni, без молибдена и с молибденом соответственно. Отмечаются экспериментальные результаты, касающиеся восстановления предела текучести с температурой, склонность к хрупкости при нагреве (650°C) и характеристики ползучести.

Характеризование поведения при сварке касается аспекта явления трещинообразования при нагреве жидкого металла, рекомендуясь для осажденного металла процент феррита, охваченный между пределами 5—10% для избежания трещинообразования при нагреве.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 11, p. 585–591

ДК : 658.58 : 669.1

Павел, Н.: **Некоторые практические возможности изучения долговечности компонентов оборудований в контексте системы функционального ухода**

Познание долговечности каждого компонента металлургического оборудования дает возможность актуализации ремонтных циклов, нормов расхода, реализование групповых технологий при их производстве и т.д.

Рассмотрены некоторые практические возможности реализования в контексте системы функционального ухода.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 11, p. 592–596

ДК : 621.743

Кон, Е., Софрони, Л. и *Поповичь, Р.:* **Стержни растворимые в воде, используемые при разливке смесей**

В работе представлены самые часто встречающиеся растворимые стержни, применимые в настоящее время в практике литейных цехах.

Отмечаются проведенные испытания для производства стержней растворимые в воде разливкой и использованием связывающих обычно в литейных цехах, а также и полученные результаты.

Приготовленные растворимые стержни были применены при разливке некоторые изделий из алюминиевых сплавов.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 11, p. 597–500

ДК : 669.162.275.144

Рипошан, И. и Келемен, Ф.: **Поведение при окислении серого чугуна, используемого при отливке больших изложниц (16-25 т)**

Работа анализирует поведение при окислении чугунов, используемых при отливке больших изложниц.

Рекомендуются серые чугуна, со степенью насыщения углеродом, полученный при низких величинах для углерода (3,4—3,6%C) и при высоких для кремния (2,0—2,2%).

При отношении Si: $C \approx 0{,}6$ и $Sc = 0{,}95 — 1{,}0$ эти чугуны имеют предел прочности при растяжении 200—300 Н/мм².

Равномерное распределение графита, под видом отдельных пластинок, уменьшает тенденцию окисления металлической массы.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 11, p. 601–610

ДК : 621.74.043 : 669.2/.8

Дулэмицэ, Т,. Замфир, Симона и *Гроза, Иоана:* **Исследования, касающиеся повышения срока службы кокилей для отливки бронза и алюминия**

В работе представлены проведенные эксперименты на чугунах, микролегированных с Cr и Mo для отливки бронза и алюминия. Отмечается высокая теплопроводность легированного чугуна по сравнению с обычным серым чугуном.

Metalurgia, 32 (1980), nr. 11, p. 611–614

METALURGIA 11

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA 1980

Ing. Margareta Mazur, ing. Şt. Forizs
şi ing. D. Rus
C.I.S.—C.C.P.—Hunedoara

Proprietăţile gazodinamice ale cocsului metalurgic — criteriu de calitate

CZ : 662.741.3 : 539.4/.5

Proprietăţile gazodinamice ale cocsului metalurgic fac parte din complexul proprietăţilor fizico-mecanice, care prezintă o importanţă deosebită în procesul de elaborare a fontei. Deşi se cunoaşte rolul de afînare şi de permeabilizator al cocsului în încărcătura furnalului, la diferite niveluri, totuşi aceste proprietăţi nu s-au determinat cantitativ, neconstituind un criteriu de apreciere a calităţii cocsului. Rolul permeabilităţii a crescut şi creşte în continuare pe măsura îmbunătăţirii tehnologiei de pregătire a încărcăturii metalice, a creşterii temperaturii aerului insuflat şi îmbogăţirea acestuia cu oxigen, cu creşterea participării combustibililor auxiliari insuflaţi şi scăderea participării volumetrice a cocsului în încărcătură.

Permeabilitatea coloanei de materiale la diferite niveluri în furnal este determinată de proprietăţile gazodinamice ale cocsului utilizat şi a încărcăturii metalice în stare iniţială, înainte de încărcarea în furnal. Permeabilitatea într-o măsură şi mai mare depinde de modificarea acestor proprietăţi, sub acţiunile termodinamice, termomecanice şi termochimice la diferite niveluri din furnal. Toate materialele din încărcătura furnalului, cu excepţia cocsului, sînt supuse unor schimbări de fază la nivelul de 2—3 m deasupra gurilor de vînt, ceea ce înseamnă că singurul material determinant pentru asigurarea permeabilităţii coloanei de materiale rămîne cocsul.

Dintre proprietăţile gazodinamice ale cocsului metalurgic prezintă importanţă permeabilitatea bucăţilor individuale de cocs, caracterizînd microstructura cocsului şi comportarea acestuia în zonele de temperatură ridicată, la nivelul gurilor de vînt, avînd o influenţă asupra reactivităţii faţă de CO_2, asupra conductibilităţii şi rezistenţei termomecanice.

Permeabilitatea cocsului în vrac caracterizează macrostructura cocsului şi este strîns legată atît de starea iniţială a cocsului încărcat în furnal, cît şi de modificările survenite pe măsura coborîrii coloanei de material sub acţiunile complexe la care este supus cocsul în furnal.

Din cele prezentate rezultă importanţa determinării permeabilităţii în vrac a cocsului iniţial şi la diferite niveluri de distrugere atît la rece, cît şi la cald, simulînd comportarea cocsului la diferite niveluri din furnal.

Determinarea permeabilităţii cocsului în vrac se poate efectua prin două metode :

— metoda prin calcul pe baza compoziţiei granulometrice a cocsului iniţial şi după prelucrarea în tobă, elaborată de Siscov [1], [2];

— metoda pierderii de presiune determinată experimental după Bruck, la diferite niveluri de distrugere [3], [4].

Prima din aceste metode se bazează pe analiza granulometrică înainte şi după determinarea caracteristicilor mecanice ale cocsului prin metode standardizate în toba Micum, necesitînd un volum mare de manoperă şi calcule, mai puţin accesibile pînă în prezent, în controlul curent.

Metoda a doua permite măsurarea directă a pierderilor de presiune la trecerea aerului printr-un anumit strat de cocs. Determinarea se execută şi în acest caz pe materialul iniţial şi după determinarea proprietăţilor fizico-mecanice în tobe de diferite construcţii, fără a fi necesară determinarea granulaţiei complecte.

Această metodă prezintă avantajul că este rapidă, ceea ce permite luarea de decizii operative.

În lucrările de cercetare din 1979—1980 s-au folosit ambele metode pentru caracterizarea permeabilităţii cocsului metalurgic, la schipul unui furnal de 1000 m³.

Pentru caracterizarea cocsului iniţial şi la diferite niveluri de distrugere s-au folosit simboluri cu indice zero pentru cocsul iniţial +20 mm sau +40 mm introdus în tobă, indice 100 pentru caracteristici după determinarea Micum şi indice 500 pentru caracterizarea după determinarea IRSID.

Simbolurile corespunzătoare sînt :

D — diametrul mediu armonic ;
U — uniformitatea granulometrică ;
G — indice de permeabilitate (calculat) ;
ΔG — gradient gazodinamic (calculat) $\Delta G = G_0 - G_n$ ($n = 100$ sau 500 ture) ;
π — rezistenţa bucăţilor de cocs (calculată) ;
A — lucrul mecanic de distrugere (calculat) ;

Tabelul 1

Caracteristici statistice conform STAS 7122/74

Variabila	Media aritmetică $\overline{MX}$	Valoarea minimă	Valoarea maximă	Abaterea medie pătratică, S	Coeficientul de variație, C, V	Distribuția	Frecvența relativă, %
CONS. SP. X_1	570.14	513.0	659.0	32.63	0.057	NORMALĂ	12.12
+60 X_2	26.05	10.2	45.6	8.84	0.339	–"–	20.00
D_0 X_3	43.60	35.8	49.3	3.24	0.074	–"–	30.30
D_{100} X_4	29.56	24.8	34.9	2.38	0.080	–"–	21.53
D_{500} X_5	8.98	16.1	23.9	1.45	0.076	–"–	28.79
M_{40} X_6	72.14	61.8	79.2	2.91	0.040	NENORMALĂ	28.79
$_{20}$ X_7	82.43	77.8	86.0	1.90	0.023	NENORMALĂ	22.72
M_{10} X_8	6.24	3.4	9.4	1.48	0.23	NENORMALĂ	16.66
I_{10} X_9	14.72	10.0	19.6	2.09	0.14	NENORMALĂ	19.69
π_{100} X_{10}	17.56	9.1	43.4	7.07	0.40	NORMALĂ	40.00
π_{500} X_{11}	28.54	21.2	43.8	4 83	0.16	–"–	24.24
A_{100} X_{12}	340.67	212.6	753.0	111.60	0.33	–"–	38.84
A_{500} X_{13}	892.17	777.3	1 099.2	75.16	0 084	–"–	16.92
G_{100} X_{14}	266.88	243.0	301.0	11.06	0.041	NENORMALĂ	19.70
G_{500} X_{15}	207.85	192.0	227.0	8.48	0 040	NORMALĂ	16.92
ΔG_{100} X_{16}	41.27	20.0	85.0	19.79	0 48	NENORMALĂ	24.24
ΔG_{500} X_{17}	99.64	58 0	133 0	17.29	0.17	NORMALĂ	21.54
ΔP_{40} X_{18}	46.04	37.4	57.0	4.47	0.097	–"–	19.70
ΔP_{20} X_{19}	55.83	45.1	70.4	5.41	0.096	–"–	25.00
ΔP_{100} X_{20}	94.15	70.1	115.7	8.66	0.092	–"–	25.76
ΔP_{500} X_{21}	187.68	143.1	232.8	17.19	0.091	–"–	25.76
ΔP_M X_{22}	47.94	20.0	67.0	8.07	0.16	–"–	24.24
ΔP_1 X_{23}	132.01	96.0	175.3	15.62	0.11	NENORMALĂ	21.21
U_0 X_{24}	3.32	1 2	9 2	1.78	0.53	NORMALĂ	28.79
U_M X_{25}	6.35	2.2	17.1	2.82	0.44	NENORMALĂ	27.27
U_I X_{26}	18.38	4.8	40.4	8.46	0.46	NORMALĂ	22.72
KD_{100} X_{27}	1.47	1.2	1.8	0.17	0.11	NENORMALĂ	27.27
KD_{500} X_{28}	2.30	1.7	2.8	0.25	0.11	NENORMALĂ	19.70
$K\Delta P_{100}$ X_{29}	2.05	1.4	2.6	0.23	0.11	NENORMALĂ	30.30
$K\Delta P_{500}$ X_{30}	3.35	2.6	4 0	0.32	0.096	NORMALĂ	31.81

ΔP — pierderea de presiune;
ΔP_M — gradientul pierderii de presiune Micum:

$$\Delta P_M = \Delta P_{100} - \Delta P_0$$

ΔP_I — gradientul pierderii de presiune IRSID:

$$\Delta P_I = \Delta P_{500} - \Delta P_0$$

$KD_{100} = \dfrac{D_0}{D_{100}}$, coeficient de distrugere Micum;

$KD_{500} = \dfrac{D_0}{D_{500}}$, coeficient de distrugere IRSID;

$K\Delta P_{100} = \dfrac{\Delta P_{100}}{\Delta P_0}$, indice hidraulic Micum;

$K\Delta P_{500} = \dfrac{\Delta P_{500}}{\Delta P_0}$, indice hidraulic IRSID.

Caracteristicile statistice (STAS 7122/74) ale rezultatelor obținute prin calcul sau prin determinări directe, pentru cocsul de schip de la un furnal de 1000 m³, sînt redate în tabelul 1, inclusiv consumul specific de cocs corespunzător.

Tabelul 2

Ecuația	Coeficientul de corelație r
$C_{sp} = 536,72 + 1,28(\text{fr.} + 60\cdot\text{mm})$	$r = 0,346$
$C_{sp} = 280,78 + 8,35\ D_0$	$r = 0,045$
$C_{sp} = 800,79 - 46,58\ U_0$	$r = 0,138$
$C_{sp} = 536,81 + 0,46\ M_0$	$r = 0,042$
$C_{sp} = 581,53 - 1,86\ M_{10}$	$r = 0,084$
$C_{sp} = 1\,553,00 - 30,62\ D_{100}$	$r = 0,125$
$C_{sp} = 654,05 - 1,44\ U_M$	$r = 0,007$
$C_{sp} = 112,58 + 361,15\ KD_{100}$	$r = 0,103$
$C_{sp} = 577,97 - 0,10\ I_{20}$	$r = 0,0056$
$C_{sp} = 570,06 - 0,01\ I_{10}$	$r = 0,0007$
$C_{sp} = 150,79 + 26,04\ D_{500}$	$r = 0,064$
$C_{sp} = 588,83 - 1,02\ U_I$	$r = 0,259$
$C_{sp} = 842,68 - 86,07\ KD_{500}$	$r = 0,036$

Din acest tabel rezultă următoarele:

— distribuția caracteristicilor este în general normală;

— neuniformitatea ridicată a calității cocsului exprimată prin oscilația mare a fracției granulometrice +60 mm, în cocsul de schip, a caracteristicilor M_{40} și I_{10} și a proprietăților gazodinamice calculate și determinate, ceea ce se răsfrînge asupra oscilației consumului specific de cocs;

— se remarcă creșterea roaderii I_{10} după metoda IRSID de peste două ori față de roaderea Micum M_{10} ($I_{10} = 14,72\%$, $M_{10} = 6,24\%$, o creștere de 235%), ceea ce denotă o distrugere avansată a cocsului prin metoda IRSID, cantitatea de mărunt formată determinînd caracteristicile gazodinamice ale cocsului după această încercare;

— compararea caracteristicilor gazodinamice arată o creștere însemnată a acestora la determinarea IRSID față de determinarea Micum. Astfel ΔG_{500} (99,64) a crescut față de ΔG_{100} (41,27) cu 241%, iar gradientul pierderii de presiune determinat ΔP_1 (132,01 mm col. H_2O) a crescut față de ΔP_M (47,94 mm col. H_2O) cu 275%.

Această comportare diferențiată a proprietăților gazodinamice, survenită prin distrugerea mai puternică după metoda IRSID, sugerează ideea că această metodă exprimă mai bine distrugerea cocsului în furnal pe măsura coborîrii coloanei de material, iar proprietățile gazodinamice determinate după distrugerea prin metoda Micum indică numai comportarea cocsului la încărcare și în zona superioară a furnalului.

Influența proprietăților fizico-mecanice și gazodinamice asupra consumului specific de cocs

Pentru aprecierea influenței acestor factori asupra consumului specific de cocs s-au efectuat corelații liniare — binare de dependență a consumului specific de cocs de caracteristicile cocsului inițial (fracția +60 mm, D_0 armonic și U_0 uniformitatea granulometrică inițială), rezultate din determinarea Micum și IRSID.

Ecuațiile și coeficienții de corelație sînt redați în tabelul 2.

Tabelul 3

Ecuația	Coeficientul de corelație r
$C_{sp} = 586,02 - 0,92\ \pi_{100}$	$r = 0,197$
$C_{sp} = 598,29 + 0,08\ A_{100}$	$r = 0,284$
$C_{sp} = 552,65 + 0,42\ \Delta G_{100}$	$r = 0,251$
$C_{sp} = 553,30 + 0,06\ G_{100}$	$r = 0,021$
$C_{sp} = 584,47 - 0,68\ \pi_{500}$	$r = 0,101$
$C_{sp} = 669,90 - 0,11\ A_{500}$	$r = 0,257$
$C_{sp} = 506,64 + 0,304\ G_{500}$	$r = 0,082$
$G_{sp} = 511,40 + 0,586\ \Delta G_{500}$	$r = 0,291$
$C_{sp} = 501,56 + 0,72\ \Delta P_{100}$	$r = 0,180$
$C_{sp} = 508,17 + 1,28\ \Delta P_M$	$r = 0,286$
$C_{sp} = 431,37 + 0,74\ \Delta P_{500}$	$r = 0,388$
$C_{sp} = 447,35 + 0,93\ \Delta P_I$	$r = 0,444$

După cum rezultă din aceste corelații, proprietățile fizico-mecanice uzuale ale cocsului metalurgic, determinate numai prin metoda Micum și IRSID nu caracterizează în suficientă măsură comportarea cocsului în furnal și nu determină în mod corespunzător consumul specific de cocs. O corelație semnificativă s-a determinat numai pentru influența fracției +60 mm ($r = 0,346$) și pentru indicele de uniformitate IRSID ($r = 0,259$).

Din acest motiv s-a considerat necesară continuarea analizei privind determinarea variației consumului specific de cocs în funcție de caracteristicile gazodinamice calculate (G, π, A) la diferite faze de distrugere a cocsului, precum și influența proprietăților hidraulice determinate asupra consumului specific de cocs.

Ecuaţiile de regresie şi coeficienţii de corelaţie sînt redaţi în tabelul 3 şi figurile 1, 2, 3, 4.

Din ecuaţiile respective şi coeficienţii de corelaţie prezentaţi rezultă următoarele :

— caracteristicile gazodinamice, calculate pe baza analizei granulometrice înainte şi după rezistenţa mecanică, indică o influenţă semnificativă asupra consumului specific de cocs în cazul lucrului mecanic A_{100} şi A_{500} şi gradientul gazodinamic ΔG_{100} şi ΔG_{500} ;

— prin calcularea gradientului gazodinami după determinările Micum şi IRSID se obţi informaţii mai precise despre comportarea coc sului în furnal decît în cazul rezistenţelor car au stat la baza calculului. Această concluzi se referă în mai mare măsură la influenţa pier derii de presiune, determinată asupra consu mului specific de cocs ;

— coeficienţii de corelaţie cei mai ridicaţ s-au obţinut la ecuaţiile privind influenţ creşterii pierderii de presiune după IRSII (ΔP_{500} ; $r = 0{,}388$) şi gradientul pierderii d presiune (ΔP_I ; $r = 0{,}444$).

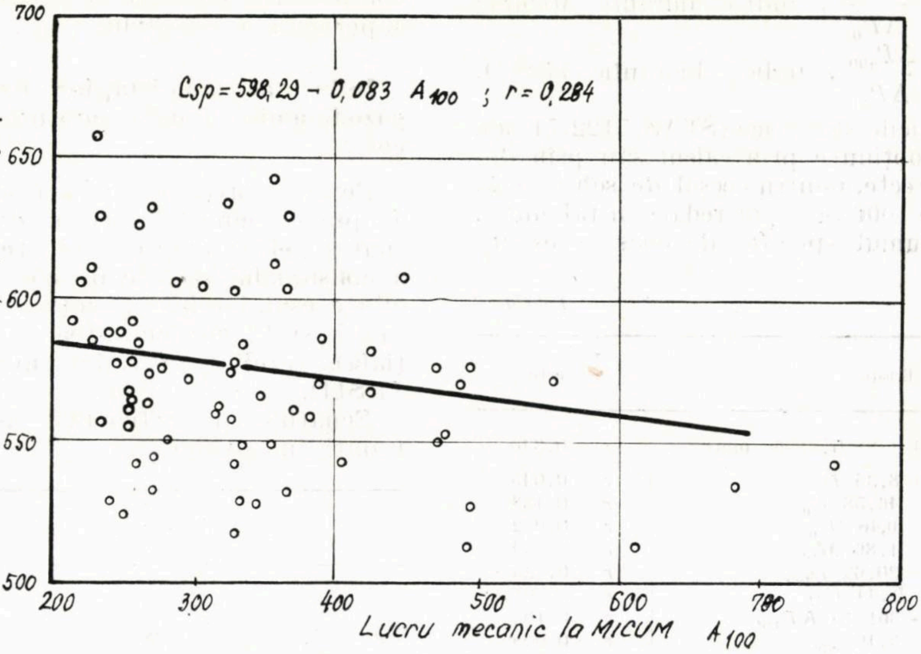


Fig. 1

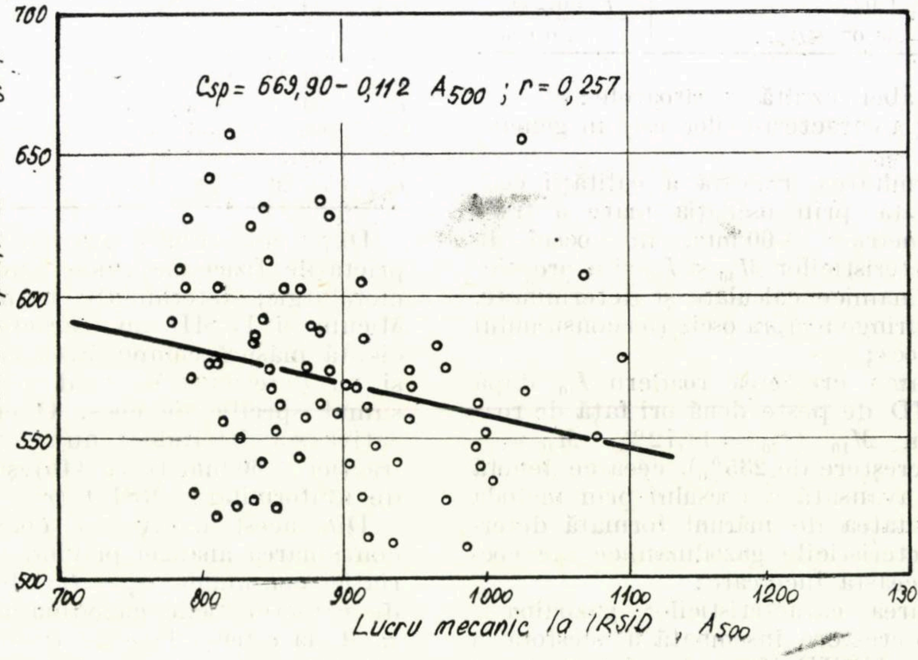


Fig. 2

De menționat că în aceste cazuri coeficienții de corelație au valoare dublă față de caracteristicile similare determinate după rezistența Micum.

Coacțiunea factorilor analizați asupra consumului specific de cocs

Cu scopul delimitării gradului de influență a diferitelor caracteristici asupra consumului specific de cocs, pe baza celor 30 de variabile independente, redate în tabelul 1, s-au efectuat corelații multiple cuprinzînd următoarele selecțiuni de variabile:

— caracteristici determinate direct, redate în corelația multiplă (1);

$$C_{sp}=581{,}06+414\ D_0-1{,}06D_{100}-1{,}05\ D_{500}+$$
$$+1{,}45\ M_{40}-3{,}97\ I_{20}-3{,}50\ M_{10}-404\ I_{10}+$$
$$+0{,}033\ \Delta P_{100}+0{,}86\ \Delta P_{500}\,[1];\quad \underline{r=0{,}584}$$

— caracteristici gazodinamice calculate din determinarea Micum și IRSID (ΔG_{100}, ΔG_{500}, fracția +60 mm și rezistența la roadere M_{10} și I_{10}). Corelația multiplă avînd forma:

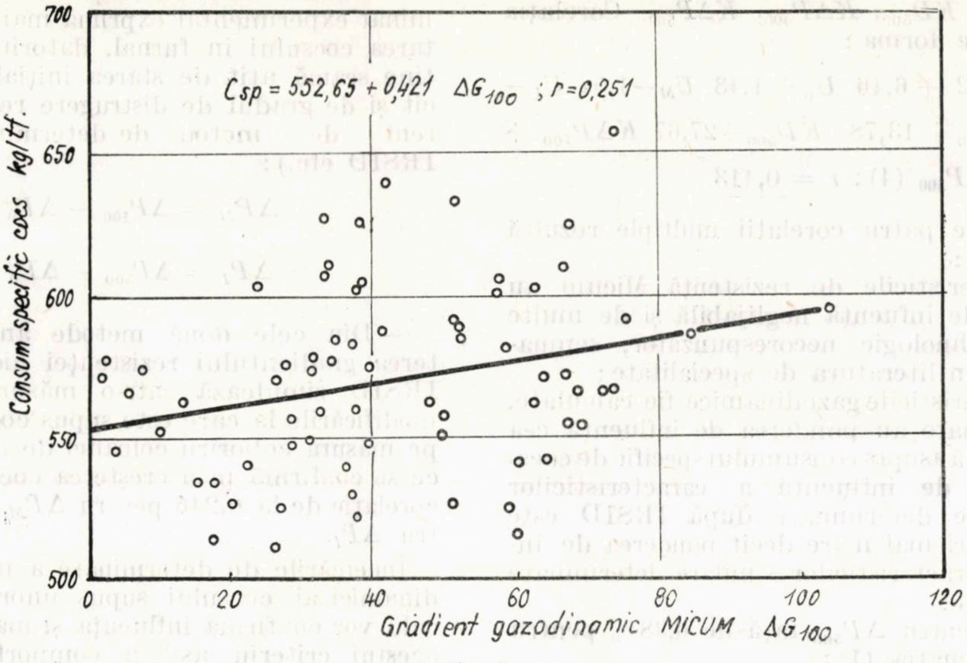


Fig. 3

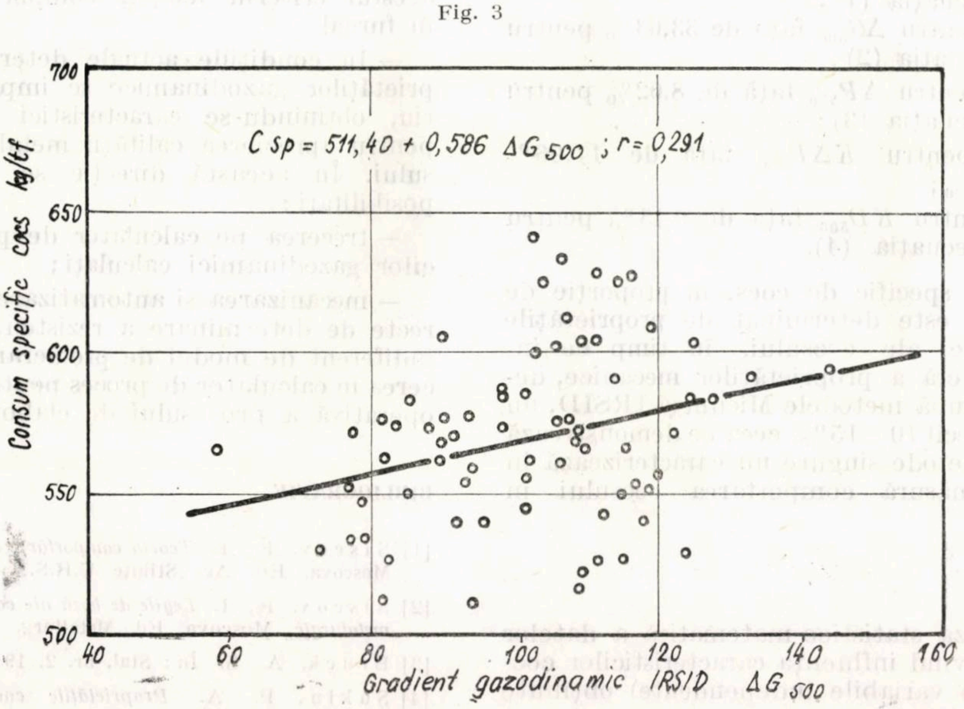


Fig. 4

$C_{sp} = 545{,}35 - 2{,}70\,(\text{fr.} + 60\ \text{mm}) - 6{,}48\ M_{10} + 0{,}32\ I_{10} + 0{,}39\ \Delta G_{100} + 0{,}46\ \Delta G_{500}$ (2); $\underline{r = 0{,}426}$

— caracteristici hidraulice determinate: ΔP_0^{+20}, ΔP_0^{+40}, ΔP_{100}, ΔP_{500} fracţia + 60 mm şi roadrea M_{10}. Corelaţia multiplă:

$$C_{sp} = 462{,}07 + 0{,}06\,(\text{fr.} + 60\ \text{mm}) - 1{,}74\ M_{10} - 1{,}52\ \Delta P_0^{+40} - 0{,}049\ \Delta P_0^{+20} + 0{,}41\ \Delta P_{100} + 0{,}81\ \Delta P_{500}\ (3);\ \underline{r = 0{,}448}$$

— indici de calitate calculaţi: U_0, U_M, U_I, KD_{100}, KD_{500}, $K\Delta P_{100}$, $K\Delta P_{500}$. Corelaţia multiplă are forma:

$$C_{sp} = 366{,}32 + 6{,}46\ U_0 + 1{,}43\ U_M - 1{,}54\ U_I - 0{,}62\ KD_{100} + 13{,}78\ KD_{500} + 27{,}67\ K\Delta P_{100} + 34{,}37\ \Delta KP_{500}\ (4);\ \underline{r = 0{,}413}$$

Din aceste patru corelaţii multiple rezultă următoarele:

— caracteristicile de rezistenţă Micum au o pondere de infuenţă neglijabilă şi de multe ori sens tehnologic necorespunzător, semnalat deseori în literatura de specialitate;

— caracteristicile gazodinamice fie calculate, fie determinate au ponderea de influenţă cea mai puternică asupra consumului specific de cocs.

Ponderea de influenţă a caracteristicilor gazodinamice determinate după IRSID este de zeci de ori mai mare decît ponderea de influenţă a caracteristicilor similare determinate după Micum:

50,20% pentru ΔP_{500} faţă de 0,38% pentru ΔP_{100}, în ecuaţia (1);

53,19% pentru ΔG_{500} faţă de 33,63% pentru ΔG_{100}, în ecuaţia (2);

81,16% pentru ΔP_{500} faţă de 8,02% pentru ΔP_{100}, în ecuaţia (3);

33,16% pentru $K\Delta P_{500}$ faţă de 11,96% pentru ΔP_{100};

5,59% pentru KD_{500} faţă de 0,13% pentru KD_{100}, în ecuaţia (4).

Consumul specific de cocs, în proporţie de peste 85%, este determinat de proprietăţile gazodinamice ale cocsului, în timp ce influenţa directă a proprietăţilor mecanice, determinate după metodele Micum şi IRSID, nu reprezintă decît 10–15%, ceea ce demonstrează că aceste metode singure nu caracterizează în suficientă măsură comportarea cocsului în furnal.

Concluzii

Din analiza statistico-matematică a datelor obţinute privind influenţa caracteristicilor cocsului (30 de variabile independente) obţinute rezultă următoarele:

— Compoziţia granulometrică a cocsului de schip se impune ca un criteriu de calitate obligatoriu.

— Metodele de determinare a rezistenţei mecanice şi la roadere Micum şi IRSID singure nu caracterizează comportarea cocsului în furnal, indicii de corelaţie obţinuţi fiind nesemnificativi.

— Proprietăţile gazodinamice calculate sau determinate indică o mai strînsă legătură cu consumul specific de cocs decît metodele care au stat la baza determinărilor.

— Gradientul rezistenţei hidraulice determinat experimental exprimă mai bine comportarea cocsului în furnal, datorită faptului că ţine seamă atît de starea iniţială a cocsului, cît şi de gradul de distrugere realizat, indiferent de metoda de determinare (Micum, IRSID etc.):

$$\Delta P_M = \Delta P_{100} - \Delta P_0^{+40}$$

$$\Delta P_I = \Delta P_{500} - \Delta P_0^{+20}$$

— Din cele două metode analizate, creşterea gradientului rezistenţei hidraulice după IRSID simulează într-o măsură mai bună modificările la care este supus cocsul în furnal pe măsura coborîrii coloanei de material, ceea ce se confirmă prin creşterea coeficientului de corelaţie de la 0,246 pentru ΔP_M la 0,444 pentru ΔP_I.

Încercările de determinare a indicilor gazodinamici ai cocsului supus unor încercări la cald vor confirma influenţa şi mai puternică a acestui criteriu asupra comportării cocsului în furnal.

— În condiţiile actuale determinarea proprietăţilor gazodinamice se impune obligatoriu, obţinîndu-se caracteristici suplimentare pentru aprecierea calităţii metalurgice a cocsului. În această direcţie se prevăd două posibilităţi:

— trecerea pe calculator de proces a indicilor gazodinamici calculaţi;

— mecanizarea şi automatizarea metodei directe de determinare a rezistenţei hidraulice, indiferent de modul de prelucrare, şi introducerea în calculator de proces pentru conducerea operativă a procesului de elaborare a fontei.

BIBLIOGRAFIE

[1] Sîscov, K. I. *Teoria comportării cocsului în furnal.* Moscova, Ed. Ac. Ştiinţe U.R.S.S., 1949.

[2] Sîscov, K. I. *Legile de bază ale comportării cocsului metalurgic.* Moscova, Ed. Metallurg, 1962.

[3] Bruck, A. S. În: Stal, nr. 2, 1947, p. 101.

[4] Şukin, P. A. *Proprietăţile cocsului metalurgic.* Moscova, Ed. Metallurg, 1971.

Fiz. Victoria Păsărică, fiz. I. Poşircă,
fiz. E. Baroncea, fiz. Edith Dobrescu
şi ing. Stela Alexandrescu
Institutul de cercetări metalurgice —
Bucureşti

Natura şi dispersia incluziunilor nemetalice în oţelurile pentru construcţii, elaborate în cuptoare electrice de 50 t

Z : 669.14.018.291 : 539.219.1

Şarjele de oţeluri pentru construcţii cercetate în această lucrare s-au elaborat în cuptoare electrice bazice de 50 t la Combinatul siderurgic — Hunedoara şi au compoziţia chimică prezentată în tabelul 1.

Turnarea s-a efectuat prin sifon în lingotiere de 3,7 t pe poduri de cîte 6 lingotiere. Probele de oţel pentru analiza incluziunilor nemetalice s-au prelevat din cîte 2 lingouri de pe podul 1 — pentru şarjele *A*, *B*... *H* şi din cîte un lingou pentru şarjele *D*, *K* şi *L*. Din fiecare lingou s-au debitat probe (din capul, mijlocul şi piciorul lingoului — notate *C*, *M*, *P*) din bare laminate şi apoi forjate la Ø 25—30 mm. Excepţie fac şarjele *D*, *K*, *L* din care s-au analizat numai probe de la capul şi piciorul lingoului.

În tabelul 2 se dau conţinuturile de incluziuni nemetalice, obţinute prin separarea din oţel cu metoda radiochimică ICEM (o variantă a metodei Dickenson [1]), iar în tabelul 3 este indicată compoziţia chimică a acestor incluziuni (probe medii pe şarjă), după calcinarea la 900°C.

Studiul la microscopul metalografic s-a efectuat pe probe pregătite conform STAS 4203 — 74, iar punctajul incluziunilor nemetalice s-a apreciat după STAS 5949—65 (tab. 4, *a* şi *b*).

Ca şi în lucrarea [2] determinarea produşilor cristalini aflaţi în oţel ca incluziuni nemetalice s-a făcut pe reziduurile extrase din oţel (înainte de calcinare), prin difracţie de raze X cu un difractometru de tip DRON—1. Identificarea s-a realizat prin compararea distanţelor intercristaline, calculate în baza legii Bragg, cu cele din fişierul ASTM pentru compuşi cristalini chimic puri. Operaţia de identificare s-a considerat certă, dacă în limitele erorilor experimentale s-au găsit cel puţin 3 linii principale pentru fiecare produs. Selectarea liniilor suprapuse s-a făcut ţinînd seamă de rezultatele obţinute la cercetarea incluziunilor cu microscopul optic sau microsonda electronică, la analiza chimică a incluziunilor nemetalice extrase din oţel şi calcinate, precum şi funcţie de condiţiile de elaborare, turnare şi solidificare a oţelurilor studiate.

Oţelul pentru îmbunătăţire 41MoC11x

Din acest oţel s-au cercetat două şarje (*A* şi *B*) cu compoziţia chimică dată în tabelul 1. La izolarea pe cale chimică a incluziunilor nemetalice s-au obţinut rezultatele prezentate în tabelul 2, şi anume:

— media pe şarjă a conţinutului de incluziuni nemetalice totale este cuprinsă între 0,015 şi 0,021% pentru şarja *A* şi 0,012 şi 0,018% — şarja *B*;

Tabelul 1

Compoziţia chimică a oţelurilor din şarjele studiate

Nr. şarjei	Marca de oţel	Compoziţia chimică a oţelurilor, %***											Temperatura la începutul turnării, °C*)	Timpii de staţionare în oală, min
		C	Mn	Si	S	P	Cr	Ni	Cu	Mo	Ti	As		
A	41MoC11x	0,40	0,72	0,27	0,022	0,026	1,20	0,09	0,12	0,22	urme	—	nu s-au	măsurat
B		0,42	0,51	0,27	0,010	0,018	1,08	0,16	0,15	0,20	urme	—	1 570	7
C	20MoN35	0,20	0,42	0,27	0,008	0,014	0,09	3,35	0,16	0,25	0,05	—	1 585	5
D		0,20	0,47	0,35	0,020	0,021	0,09	3,33	0,15	0,23	0,04	—	1 575	7
E	20MoCN06	0,20	0,72	0,33	0,010	0,017	0,42	0,42	0,16	0,20	0,04	0,012	1 590	7
F		0,20	0,72	0,28	0,007	0,020	0,50	0,37	0,13	0,24	0,04	0,012	1 580	7
G	17CrNiMo6	0,17	0,50	0,17	0,013	0,023	1,64	1,45	0,13	0,27	—	—	1 575	30**
H		0,16	0,48	0,27	0,016	0,020	1,57	1,55	0,15	0,27	—	—	1 590	30**
K	15VMoC14x	0,13	0,87	0,14	0,015	0,020	1,38	0,08	0,22	0,88	—	0,014	—	
L		0,15	0,90	0,15	0,008	0,020	1,33	0,12	0,14	0,95	—	0,018	1 585	25

* *T*, °C măsurată la evacuarea oţelului din cuptorul electric.

** Şarje degazate în vid timp de 17 min (fără dezoxidanţi în ecluză).

*** Conţinutul de vanadiu din şarjele *K* şi *L* este de 0,25%, iar de H_2 de 3,24 ppm şi respectiv 2,38 ppm.

Tabelul 2

Conținutul de incluziuni nemetalice al oțelurilor din șarjele cercetate, determinat prin metoda radiochimică

Marca de oțel și numărul șarjei	Nr. probei (nr. lingou și poziția probei în lingou)	Incluziuni nemetalice totale (% $\times 10^{-4}$)					
		Dizolvarea I			Dizolvarea II		
		Media pe			Media pe		
		probă	lingou	șarjă	probă	lingou	șarjă
41MoC11x șarja *A*	2–C	16 0	14 7	15 3	25 2	22 0	20 7
	2–M	14 2			19 9		
	2–P	14 0			20 9		
	6–C	16 5	16 0		18 4	19 4	
	6–M	16 3			20 0		
	6–P	15 3			19 8		
41MoC11x șarja *B*	3–C	12 5	13 0	12 5	18 7	19 2	18 5
	3–M	14 2			20 8		
	3–P	12 4			18 0		
	6–C	12 9	12 0		15 5	17 8	
	6–M	11 2			19 3		
	6–P	11 9			18 7		
20MoN35 șarja *C*	2–C	9 5	9 8	10 1	21 2	17 6	16 5
	2–M	9 7			14 9		
	2–P	10 3			16 9		
	6–C	10 9	10 4		14 9	15 4	
	6–M	10 0			11 5		
	6–P	10 4			19 8		
20MoN35 șarja *D*	2–C	8 4	9 4	9 6	16 9	16 2	14 6
	2–P	10 5			15 5		
	6–C	10 4	9 9		13 3	13 1	
	6–P	9 4			12 9		
20MoCN06 șarja *E*	2–C	16 1	14 8	14 0	22 3	17 6	17 9
	2–M	12 6			16 3		
	2–P	15 9			14 3		
	6–C	15 8	13 2		22 2	18 2	
	6–M	11 6			14 9		
	6–P	12 4			17 4		
20MoCN06 șarja *F*	2–C	14 4	13 9	14 2	12 0	13 2	14 3
	2–M	11 6			14 7		
	2–P	15 6			12 8		
	6–C	18 2	14 6		19 1	15 4	
	6–M	14 4			12 5		
	6–P	11 1			14 7		
17CrNiMo6 șarja *G*	2–C	6 2	6 5	6 9	7 9	6 6	6 2
	2–M	7 3			6 8		
	2–P	6 1			5 0		
	5–C	6 8	7 3		5 3	5 9	
	5–M	6 0			7 0		
	5–P	9 1			5 5		
17CrNiMo6 șarja *H*	2–C	5 7	5 7	6 2	5 9	5 7	5 5
	2–M	5 8			6 6		
	2–P	5 6			4 6		
	5–C	4 6	6 8		5 6	5 3	
	5–M	6 7			4 9		
	5–P	9 1			5 5		
15VMoC14x șarja *K*	13–C	12 3	10 8	—	—	—	—
	13–P	9 4					
15VMoC14x șarja *L*	3–C	13 5	11 8	—	—	—	—
	3–P	10 2					

Tabelul 3

Compoziţia chimică a incluziunilor nemetalice extrase din oţelurile studiate

Marca oţelului	Şarja şi seria de dizolvări din care s-au analizat incluziunile *	Compoziţia chimică a incluziunilor nemetalice, %								
		SiO_2	Al_2O_3	Fe total (dat ca Fe_2O_3)	MnO	CaO	MgO	Cr_2O_3	TiO_2**	Mo_2O_3
41MoC11x	*A*—(I+II)	20	65,20	2,69	0,37	5,76	9,44	0,045	—*S*—	lipsă
	B—(I+II)	50	56,20	3,98	0,47	1,18	18,00	0,045	—*S*—	lipsă
	B—(III)	90	43,60	3,16	0,69	0,87	20,00	0,054	0,43	lipsă
20MoN35	*C*—(I+II)	34	55,00	3,35	1,15	1,38	20,00	0,042	—*PFI*—	urme
	D—(I+II)	20	49,00	2,60	0,35	1,87	16,80	0,034	—*PFI*—	urme
	D—(III)	65	41,10	2,11	0,20	0,93	18,84	0,024	—*PFI*—	urme
20MoCN06	*E*—(I+II)	84	53,09	4,00	0,91	1,65	30,55	0,060	—*PI*—	urme
	E—(III)	40	55,00	1,15	0,13	1,87	26,50	0,026	4,73	urme
	F—(I+II)	20	52,17	3,40	1,03	1,25	22,14	0,090	—*PI*—	urme
17CrNiMo6	*G*—(I+II)	70	59,60	5,82	0,22	0,78	9,23	0,175	0,417	lipsă
	H—(I)	72	59,57	1,78	0,11	4,79	10,00	0,023	0,302	lipsă

* Seriile de dizolvări din aceeaşi probă din care s-au analizat incluziunile sînt notate I, II, III de la margine către axul probei de oţel.
** *S* — prezent slab; *PI* — prezent intens; *PFI* — prezent foarte intens.

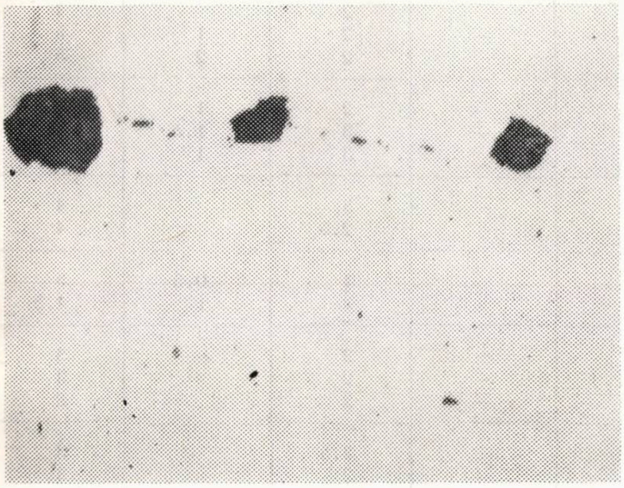


Fig. 1. Incluziuni nemetalice în oţelul 41MoC11x (şarja *A* proba 2 *P*); neatacat; ×500

— repartiţia acestor incluziuni este relativ uniformă pe înălţimea lingoului (un conţinut ceva mai mare se remarcă în lingourile *2* şi *3*).

Compoziţia chimică a reziduului obţinut după calcinarea incluziunilor nemetalice indică prezenţa unor cantităţi mari de Al_2O_3, MgO şi SiO_2. Şarja *A* conţine cea mai mare cantitate de Al_2O_3 (65%) şi CaO (5,8%) şi cea mai mică cantitate de MgO (9,4%), din toate mărcile studiate din oţelurile pentru construcţii (tab. 3). La şarja *B* compoziţia chimică variază de la marginea probei către axul ei şi anume creşte conţinutul de SiO_2 (de la 20 la 30%) şi scade conţinutul de Al_2O_3 (de la 50 la 43%) avînd o cantitate mare de MgO (20%).

Analiza metalografică a confirmat că oţelul din şarja *A* este mai murdar, punctajul de incluziuni fiind în toate probele peste 5, către mijlocul şi piciorul lingoului, datorită faptului că predomină incluziunile globulare mari, de tipul celor din figura 1 (tab. 5, *a*).

Analiza cu microsonda electronică a arătat că:

— incluziunile globulare de dimensiuni mari din oţelul 41MoC11x sînt în general constituite din oxizi de Al şi Ca, asociaţi în diferite proporţii cu MnS, care dacă este în proporţii mici nu afectează forma incluziunii (fig. 2); cînd raportul dintre MnS şi faza oxidică depăşeşte 1 : 1, deformarea incluziunii este evidentă (fig. 3);

— sînt relativ frecvente cazurile cînd incluziunile globulare ce conţin oxizi de Al şi Ca sînt acoperite cu o pătură de CaS (fig. 4) sau de sulfură mixtă de Ca şi Mn (fig. 5).

Analiza roentgenografică a incluziunilor nemetalice extrase din şarja *B* (incluziuni necalcinate) a arătat că în acest oţel se găsesc următorii compuşi cristalini (cu intensitatea relativă a liniilor principale de difracţie indicate în dreapta):

Al_2O_3 (α, β, γ, ..., χ)	... f. f. intens
$MgO \cdot Al_2O_3$ (spinel)	intensitate f. mare
α-SiO_2 (cuarţ)	
$2MgO \cdot SiO_2$ (forsterit)	intensitate medie
$CaO \cdot MgO \cdot SiO_2$ (monticelit)	
MgO (periclaz)	intensitate slabă sau f. slabă
$CaO \cdot MgO \cdot 2SiO_2$ (diopsid)	
$2CaO \cdot MgO \cdot 2SiO_2$ (akermanit)	

Oţelul pentru îmbunătăţire 20MoN35

Şarjele *C* şi *D* cercetate din oţelul 20MoN35 au prezentat o puritate slabă (punctaj de incluziuni 4,5—5 şi peste 5) cu prioritate către piciorul lingoului. Ca tipuri de incluziuni predomină cele globulare de punctaj 2—3 şi carbonitruri de titan cu punctaj 1—1,5. Conţi-

Tabelul 4,

Punctajul incluziunilor nemetalice pentru șarjele A–H (după STAS 5949–65)

Marca și șarja de oțel cercetat	Nr. probei și poz. în lingou	Punctaj maxim pe tipuri de incluziuni						Punctaj max. pe același cîmp
		Sulfuri, *S*	Oxizi *OP**)	Silicați			Nitruri, *N*	
				SF	*SP*	*SN**		
41MoC11x șarja *A*	2–C	3	—	—	—	1	—	4
	2–M	—	1	2	—	2	—	5
	2–P	—	1	—	—	5	—	>5
	6–C	1	1	1,5	—	1,5	—	5
	6–M	—	1	—	—	>5	—	>5
	6–P	—	1	1	—	5	—	>5
41MoC11x șarja *B*	3–C	—	1	—	—	2	—	3
	3–M	—	1	—	—	3	—	4
	3–P	—	1	—	—	3,5	—	4,5
	6–C	—	1	—	—	4	—	5
	6–M	—	1	—	—	3	—	4
	6–P	—	1	—	—	2	—	3
20MoN35 șarja *C*	2–C	0,5	1,5	—	—	2	—	4
	2–M	0,5	1,5	—	—	2	1	5
	2–P	—	1	—	—	2	2	5
	6–C	—	0,5	1	—	2	1	4,5
	6–M	—	0,5	—	—	3	1,5	5
	6–P	—	1	—	—	3	1	5
20MoN35 șarja *D*	2–C	—	1	—	—	3	—	4
	2–P	—	1	—	—	2,5	—	4
	6–C	—	—	5	—	1	0,5	5
	6–P	—	0,5	—	—	3	1	4,5
20MoCN06 șarja *E*	2–C	—	1	—	—	2	—	3
	2–M	0,5	0,5	—	—	2	—	3
	2–P	—	1	—	—	2	—	3
	6–C	—	0,5	—	—	2,5	—	3
	6–M	0,5	0,5	—	—	2	—	3
	6–P	0,5	1	—	—	2,5	—	4
20MoCN06 șarja *F*	2–C	0,5	0,5	—	—	2	—	3
	2–M	0,5	1	—	—	1,5	—	3
	2–P	—	1	—	—	2	—	3
	6–C	—	0,5	—	—	1,5	—	2
	6–M	0,5	0,5	—	—	2	—	3
	6–P	0,5	1	—	—	2,5	—	4
17CrNiMo6 șarja *G*	2–C	0,5	1	—	—	2	0,5	3,5
	2–M	0,5	1	1	—	2	0,5	3,5
	2–P	0,5	1	—	—	2	0,5	4
	5–C	0,5	1,5	—	—	1,5	1	3,5
	5–M	0,5	2	—	—	1,5	0,5	4
	5–P	0,5	1	—	—	1,5	0,5	4
17CrNiMo6 șarja *H*	2–C	1,5	0,5	—	—	2	—	4
	2–M	1	0,5	0,5	—	2,5	—	4,5
	2–P	1	0,5	—	—	3	—	4,5
	5–C	0,5	0,5	—	—	3	—	4
	5–M	0,5	1	—	—	3,5	—	4
	5–P	0,5	0,5	—	—	3,5	—	4,5

* Nu se poate face o delimitare exactă între oxizii punctiformi și silicații nedeformabili. După aspect, la microscopul optic se poate face încadrarea la *OP* sau *SN*, iar la microsonda electronică sînt prezenți numai oxizi, care pot fi complecși sau simpli.

Tabelul 4, b

Punctajul incluziunilor nemetalice pentru șarjele K și L (după STAS 5949–65)

Marca și nr. șarjei	Cele mai impure cîmpuri	Punctajul incluziunilor nemetalice pe cele mai impure cîmpuri				Suma punctajului pe același cîmp
		S	*OL + OP*	*SF + SN* (*SN*)	*NT + NA*	
15VMoC14x șarja *K*	*a*	3	0	0,5	0	3,5
	b	2,5	0,5	0,5	0	3,5
	c	1,5	1	1	0	3,5
	Punctaj maxim pe tipuri de incluziuni	3	1	1	0	—
	Punctaj maxim pe același cîmp	—	—	—	—	3,5
15VMoC14x șarja *L*	*a*	2,5	0,5	0,5	0	3,5
	b	2	1	0,5	0	3,5
	c	1,5	0,5	1,5	0	3,5
	Punctaj maxim pe tipuri de incluziuni	2,5	1	1,5	0	—
	Punctaj maxim pe același cîmp	—	—	—	—	3,5

Tabelul 5

Cîteva condiții de elaborare și turnare a șarjelor cercetate din oțelurile pentru construcții

Marca oțelului	Nr. șarjei	Durata formării zgurei, min	Durata dezoxidării, min	Adaosuri pentru formarea zgurei, dezoxidare și aliere, kg										Temp. la începutul turnării, °C*)	Timp de staționare în oală, min
				FeMn	FeSi 75% praf	SiMn	Al cuptor	Ni	FeMo	FeCr	SiCa oală	FeTi oală	Al oală		
41MoC11x	*B*	30	55	100	220	100	—	—	Mo din topire	640	120	—	40	1 570	7
20MoN35	*C*	30	50	—	110	100	—	1 000	100	—	50	55	25	1 585	5
	D	30	55	—	110	100	—	1 000	100	—	50	55	50	1 575	7
20MoCN06	*E*	30	40	280	250	200	—	—	110	300	120	55	60	1 590	7
	E	30	60	340	250	200	—	—	120	280	120	55	60	1 580	7
17CrNiMo6	*G*	30	45	210	250	100	—	800	Mo din topire	1 270	120	—	60	1 575	30**
	H	30	30	190	250	100	60	560	150	1 150	120	—	60	1 590	30**
15VMoC14x***	*K*	35	47	420 (afinat) 250 (aliere)	120	120	72	—	870	1 130	—	—	90	1 585	25***

* *T*, °C măsurată la evacuarea șarjei din cuptor.

** Șarjele *G* și *H* s-au degazat în vid timp de 17 min, fără dezoxidare prin ecluză.

*** Pentru șarja *K*: durata vidării = 14,5 min din total timp staționare 25 min (în afară de materialele din tabel s-au dat în plus următoarele: în oală 90 kg Al și 210 kg FeV, iar la dezoxidarea prin ecluză în vid: 80 kg FeSi și 30 kg Al granulat).

nutul de incluziuni nemetalice totale, determinat pe cale chimică (tab. 2):

— este mai mare în șarja *C* decît în *D*, în concordanță cu punctajul după STAS 5949–65 (tab. 4, *a*);

— crește de la marginea probei către centrul ei (de la dizolvarea I către II);

— este repartizat relativ uniform pe înălțimea lingoului (excepție face șarja *C*, col. *6* din tab. 2).

Compoziția chimică a reziduului obținut după calcinarea incluziunilor nemetalice este apropiată de a oțelului 41MoC11x, în medie avînd un conținut ceva mai mic de SiO_2 și chiar de Al_2O_3, dar TiO_2 este prezent foarte intens, rezultat probabil din descompunerea carburilor de titan, puse în evidență la analiza metalografică. Se remarcă și în cazul acestui oțel faptul că compoziția chimică a incluziunilor nemetalice se schimbă de la marginea probe-

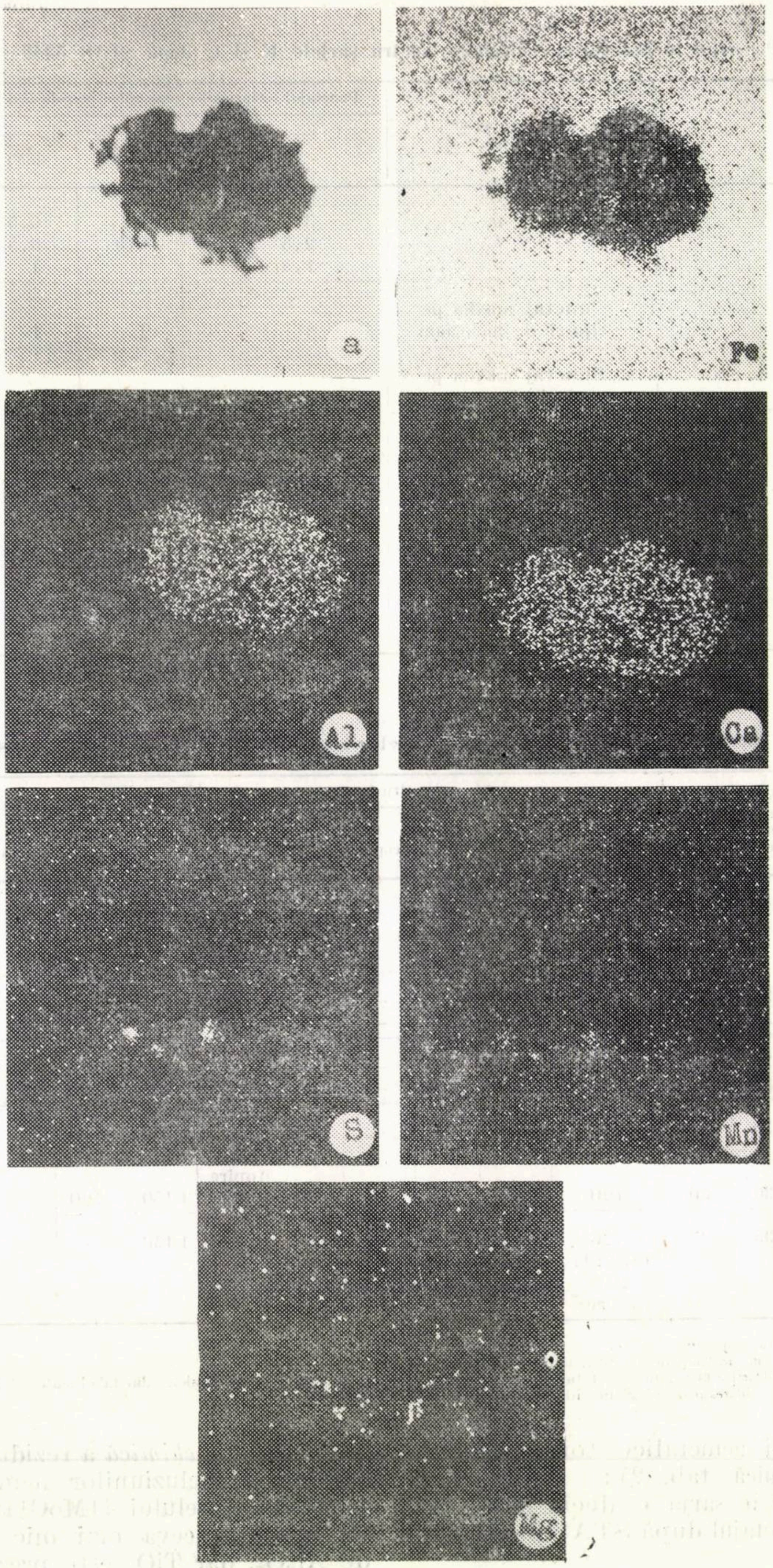


Fig. 2. Incluziune globulară de oxizi de Al și Ca, cu foarte mici cantități de MnS și MgO, prezentă în oțelul 41MoC11x (șarja *A*, proba 6*M*) :
a – imagine de compoziție; celelalte imagini: repartiția Fe, Al, Ca, S, Mn, Mg – liniile K_α (×600)

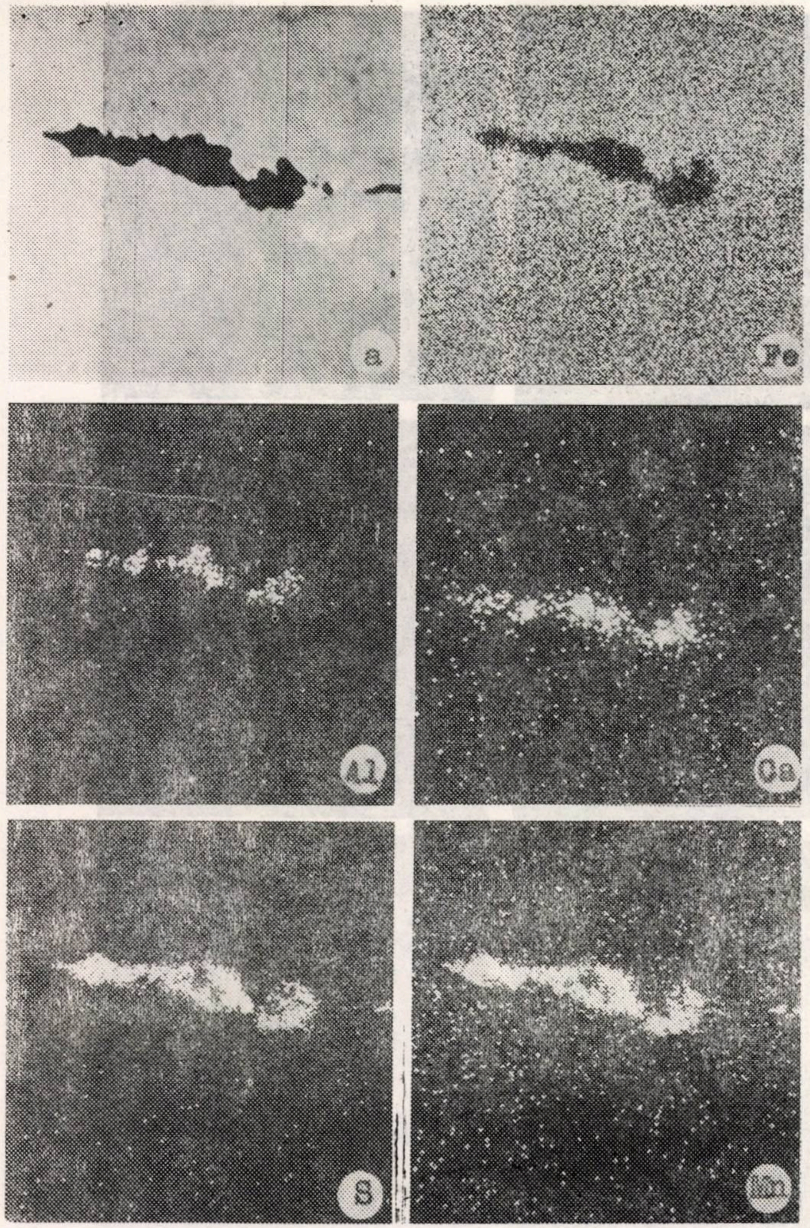


Fig. 3. Incluziune de sulfură de mangan, asociată cu oxizi de Al și Ca, în oțelul 41MoC11x (șarja *A*, proba 6*M*) :

a — imagine de compoziție; celelalte imagini: repartiția Fe, Al, Ca, S, Mn — liniile K_α (×600)

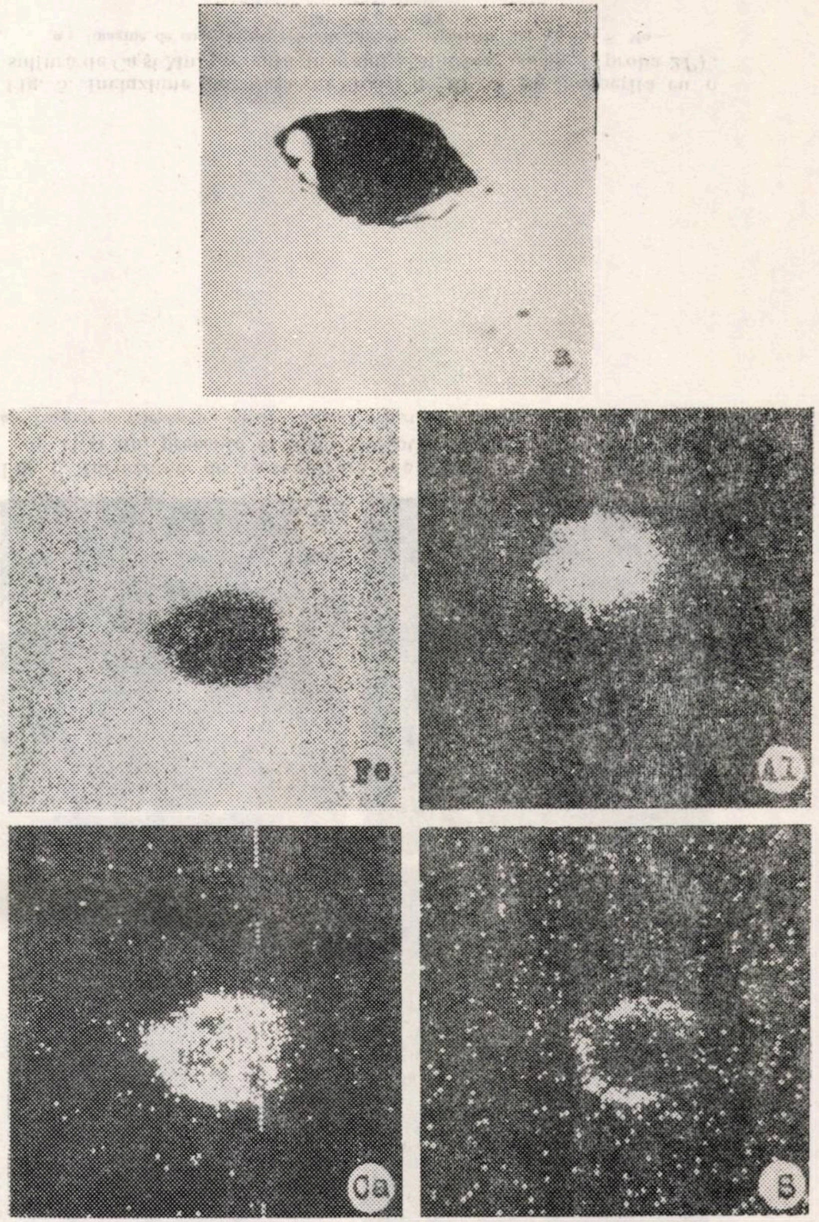


Fig. 4. Incluziune globulară de oxizi de Al și Ca, acoperită de CaS, în oțelul 41MoC11x (șarja *B*, proba 3*C*) :

a — imagine de compoziție; celelalte imagini: repartiția Fe, Al, Ca, S — liniile K_α (×600)

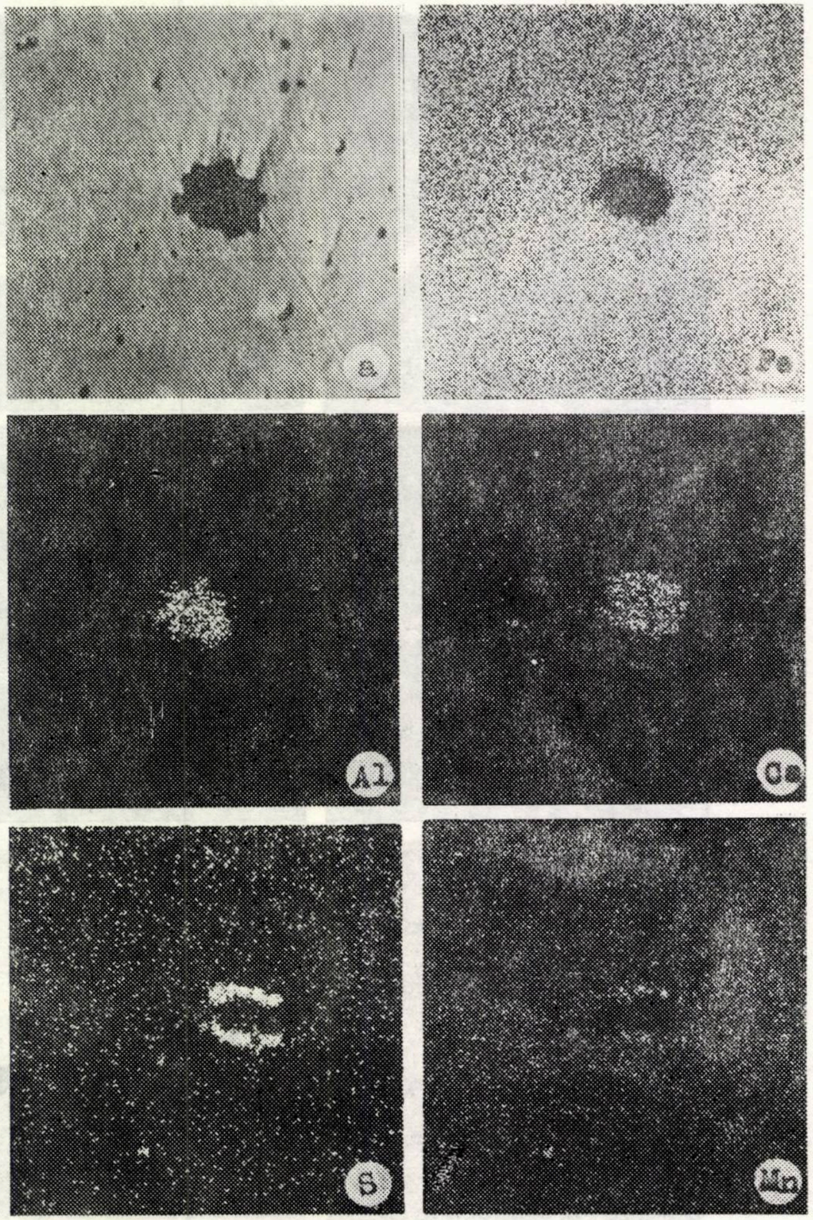


Fig. 5. **Incluziune globulară de oxizi de Al și Ca, acoperită cu o sulfură de Ca și Mn, prezentă în oțelul 41MoC11x (șarja *A*, proba *2P*) :**

a — imagine de compoziție; celelalte imagini : repartiția Fe, Al, Ca, S Mn — liniile K_{α} (×600)

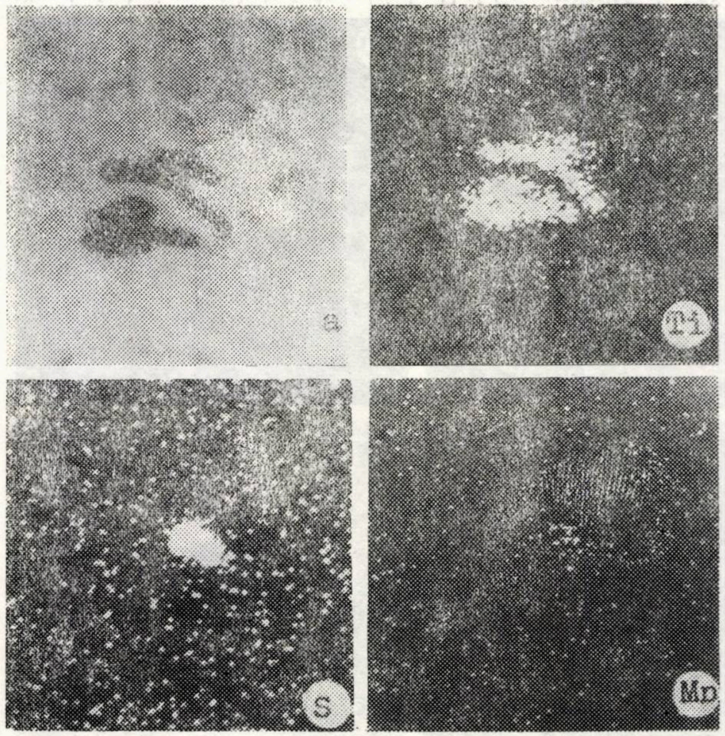


Fig. 6. **Incluziune de carbonitrură de titan, asociată cu sulfură de Ti și Mn, prezentă în oțelul 20MoCN06 (șarja *E*, proba *6P*) :**

a — imagine de compoziție; celelalte imagini : repartiția Ti, S, Mn — liniile K_{α} (×1 250) lor către axul lor și anume crește conținutul de SiO_2 (de la 17 la 23%) și scade Al_2O_3 (de la 49 la 41%).

Analiza roentgenografică a incluziunilor nemetalice pune în evidență prezența în oțelul 20MoN35 a următorilor produși cristalini :

Al_2O_3 (α, β, γ, . . ., χ)	. . .f. f. intens
$MgO \cdot Al_2O_3$ (spinel)	intensitate mare
MgO (periclaz)	
α-SiO_2 (cuarț)	
$3Al_2O_3 \cdot 2SiO_2$ (mulit)	
FeO (Cr_2O_3, Al_2O_3)	intensitate medie
$MnO \cdot Mn_2O_3$ (Haussmanit)	
$2MgO \cdot SiO_2$	intensitate slabă
$CaO \cdot TiO_2$	

Oțelul pentru cementare 20MoCN06

Șarjele *E* și *F* din acest oțel au prezentat un conținut de incluziuni nemetalice (determinat pe cale chimică) de circa 0,014%, repartizat în general către capul și piciorul lingourilor.

Ca tipuri se întîlnesc incluziuni globulare, nedeformabile, de punctaj maxim 2—2,5, sulfuri de punctaj 0,5 și oxizi 0,5—1 (tab. 4, *a*). *Analiza la microsonda electronică* a arătat că incluziunile globulare sînt formate din oxizi de Al, asociați cu oxizi de Mg și, deseori, învelite în sulfură mixtă de Ca și Mn. Sînt frecvente, de asemenea, incluziunile de titan sub formă de carbonitruri (poliedrice) sau de sulfuri de titan, alipite carbonitrurilor de titan (fig. 6). Se menționează că la separarea chimică din oțel sulfurile se distrug, iar din descompunerea carbonitrurilor de titan poate rezulta TiO_2.

Într-adevăr, *compoziția chimică* a incluziunilor nemetalice separate din oțelul 20MoCN06 este de circa 55% Al_2O_3, max. 31% MgO, peste 4% TiO_2 și cea mai mică cantitate de SiO_2, din toate mărcile cercetate — circa 10%.

Analiza roentgenografică a incluziunilor indică prezența următorilor compuși cristalini :

Al_2O_3 (α, β, γ, . . ., χ)	f. f. intens
$MgO \cdot Al_2O_3$ (spinel)	
MgO (periclaz)	. . . . .f. intens
$2MgO \cdot SiO_2$ (forsterit)	intensitate medie — slabă
$2CaO \cdot MgO \cdot 2SiO_2$ (akermanit)	
α-SiO_2 (cuarț)	. . . . .f. slabă

Oțelul pentru piese auto 17CrNiMo6

S-a elaborat în cuptor bazic cu arc și s-a degazat în vid, fără adaos de dezoxidanți în ecluză. Probele prelevate din șarjele *G* și *H* au prezentat cea mai mare puritate din toate mărcile cercetate, conținutul total de incluziuni nemetalice (tab. 2) fiind de 0,0062—0,0069% în medie pentru șarja *G* și 0,0055—0,0062% — în medie pentru șarja *H*, repartizat relativ uniform în toată masa metalică (indiferent de șarjă sau lingoul cercetat). *Punctajul maxim* de incluziuni este însă 4—4,5 la piciorul lingourilor, datorat în principal unor incluziuni globulare nedeformate (tab. 4, *a*), care la *analiza cu microsonda electronică* s-au dovedit a fi formate în cea mai mare parte din oxizi de Al și rareori din oxizi de Al și Ca, însă foarte frecvent sînt asociați cu incluziuni deformabile de MnS.

Compoziția chimică a incluziunilor izolate din oțelul 17CrNiMo6 (tab. 3) confirmă aceste observații, în sensul că reziduul calcinat conține circa 60% Al_2O_3, 20%SiO_2 și sub 10% MgO (cel mai mic conținut de MgO din toate mărcile cercetate). De asemenea în reziduu s-au determinat 5,8% Fe_2O_3 (fier total dat ca Fe_2O_3) în șarja *G* și 4,8% CaO în șarja *H*.

Analiza roentgenografică a incluziunilor a arătat că în acest oțel sînt prezenți ca impurități următorii produși cristalini :

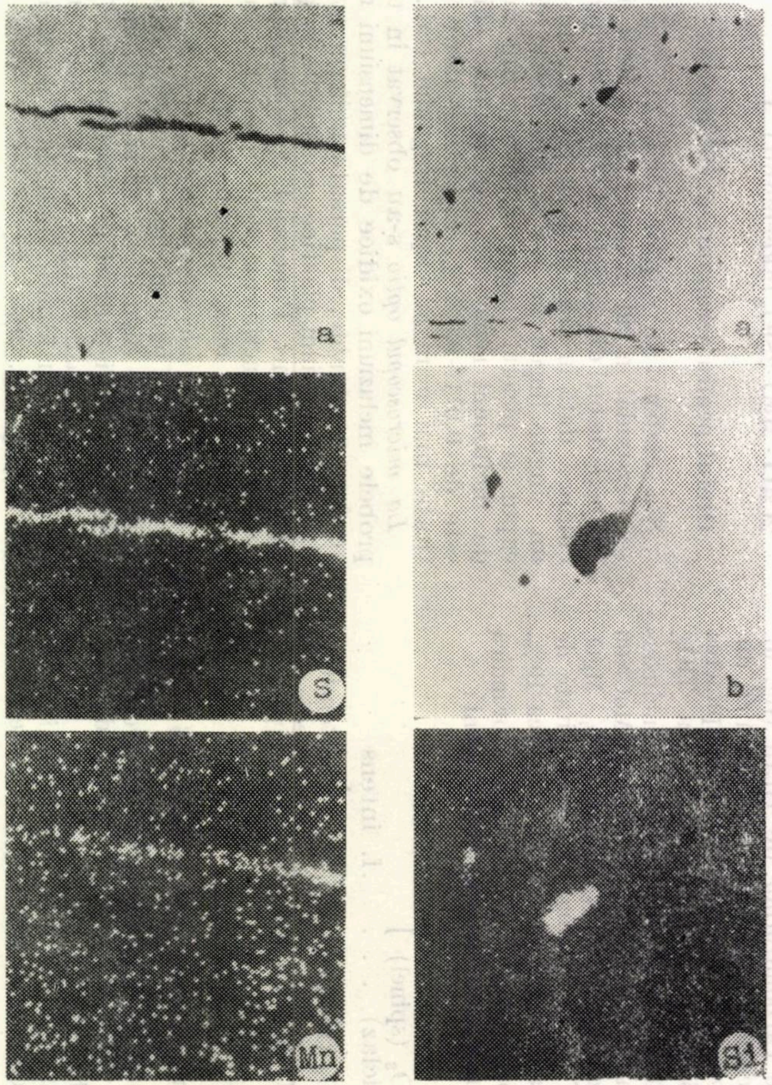
Al_2O_3 (α, β, γ, . . ., χ)	. .f. f. intens
$MgO \cdot Al_2O_3$ (spinel)	. . .intensitate mare
α-SiO_2 (cuarț)	intensitate medie
$2MgO \cdot SiO_2$ (forsterit)	
$FeO \cdot Fe_2O_3$ (magnetit)	intensitate medie slabă
$(Mn, Fe)_2O_3$	
$FeO(Cr_2O_3, Al_2O_3)$	intensitate slabă
$FeO \cdot Cr_2O_3$ (cromit)	
$CaO \cdot MgO \cdot SiO_2$ (monticelit)	
$2CaO \cdot MgO \cdot 2SiO_2$ (akermanit)	

Oțelul pentru aeronautică 15VMoC14x

S-a elaborat în cuptor bazic cu arc, apoi s-a dezoxidat în vid prin ecluză cu FeSi și Al. Probele de oțel din șarjele *K* și *L* (cu compoziția chimică dată în tab. 1) s-au prelevat din cîte un singur lingou pe șarjă, din zonele de la capul și piciorul lingoului. Conținutul mediu de incluziuni nemetalice, determinat chimic, este de 0,011—0,012%, repartizat într-o cantitate mai mare la capul lingoului (tab. 2).

La microscopul optic s-au observat în toate probele incluziuni oxidice de dimensiuni mici, cu forme rotunjite, dispersate uniform sau în șiruri și incluziuni plastice, constituite în principal din sulfuri. Punctajul corespunzător incluziunilor punctiforme este max. 1,5, iar al celor plastice, max. 3 (tab. 4, *b*).

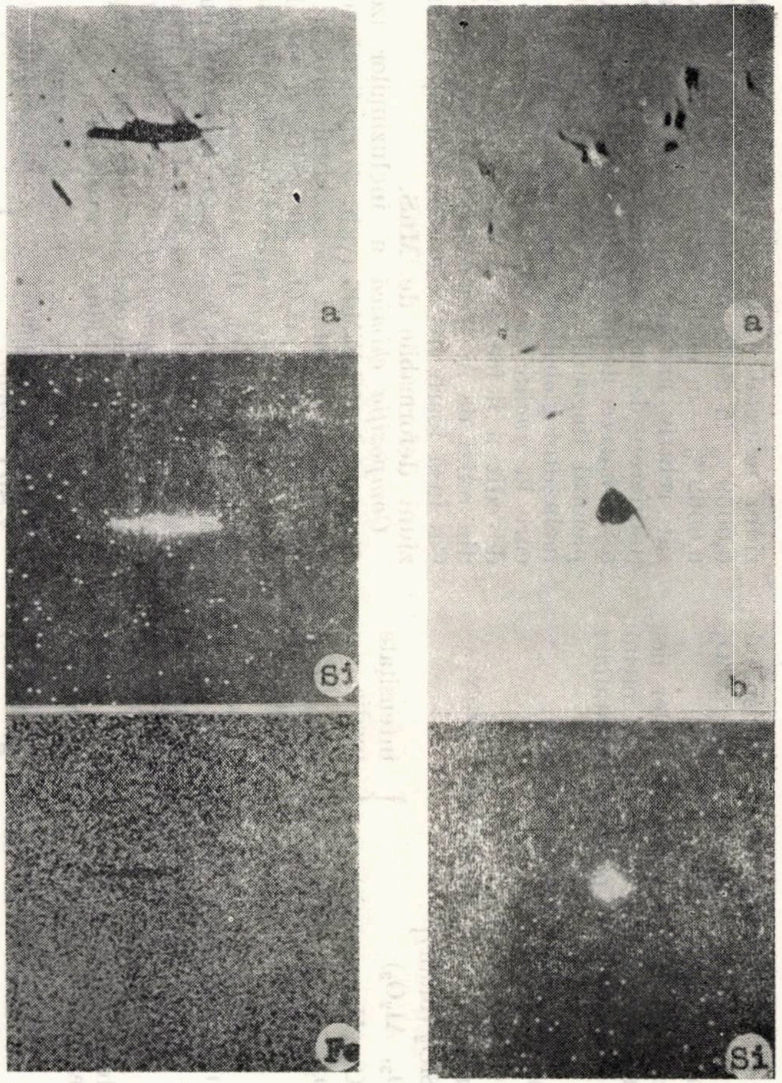
Analiza cu microsonda electronică a arătat că incluziunile punctiforme au aceeași natură : oxizi de siliciu (figurile 7, II și 8, II), iar cele alungite sînt fie sulfuri de mangan (fig. 7, I), fie silicați plastici (fig. 8, I). Unele sulfuri de mangan au alipite incluziuni punctiforme de Al_2O_3 (fig. 9).



I) II)

Fig. 7. (*I* + *II*) Incluziuni plastice (*I*) și punctiforme (*II*) în oțelul 15VMoC14x (șarja *K*, proba 13*P*) :

a, *b* – imagini de compoziție; celelalte imagini : repartiția S, Mn, Si – liniile K_{α} (×600) - excepție face *II-a* cu mărire ×190)



I) II)

Fig. 8. (*I* + *II*) Incluziuni plastice (*I*) și punctiforme (*II*) în oțelul 15VMoC14x (șarja *L*, proba 3*C*) :

a, *b* – imagini de compoziție; celelalte imagini : repartiția Si, Fe – liniile K_{α} (×600) – excepție face *II-a* cu mărire ×190)

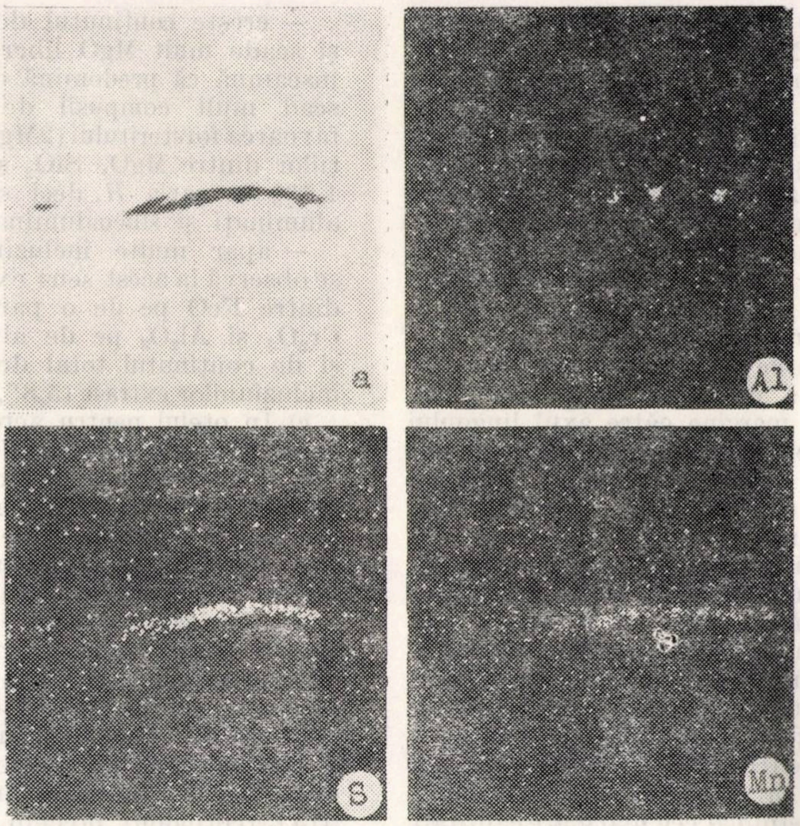


Fig. 9. Incluziune de sulfură de mangan, asociată cu mici cantități de Al_2O_3, prezentă în oțelul 15VMoC14x: *a* – imagine de compoziție; celelalte imagini: repartiția Al, S, Mn – liniile K_α (×600)

Compoziția chimică a reziduului cu incluziuni calcinate indică prezența în cantitate foarte mare a bioxidului de siliciu și puțin Al_2O_3 (estimarea s-a făcut numai calitativ, din lipsa unei cantități suficiente de incluziuni separate din acest oțel).

Analiza roentgenografică a incluziunilor confirmă că în oțelul 15VMoC14x principalele tipuri de compuși cristalini sînt:

– SiO_2(cristobalit) – foarte intens în șarja *L* (probele *3C*, *3P*);

– Al_2O_3, cu toate formele alotropice, forma α fiind foarte intensă în șarja *K* (probele *13C* și *13P*) și intensitate medie în șarja *L* (probabil Al_2O_3 provine în parte și din descompunerea sulfurilor de mangan asociate cu Al_2O_3);

– $3Al_2O_3 \cdot 2SiO_2$ (mulit) – intensitate slabă în ambele șarje;

– Cr_2O_3 – intensitate foarte slabă numai în proba *L-3P*

Concluzii

Studiul incluziunilor nemetalice din oțelurile pentru construcții, elaborate în cuptoare electrice bazice de 50 t, a arătat că:

a) În oțelurile elaborate fără degazare și fără tratament în vid se întîlnesc:

– incluziuni globulare mari (punctaj 4, 5 și peste 5 în oțelul 41MoC11x și 2–3 în oțelurile 20MoN35 și 20MoCN06, repartizate cu prioritate către piciorul lingoului și în zona axială) și constituite din oxizi de Al și Ca în amestec cu sulfuri de Mn în cantități mari (fig. 3) sau cu MnS și MgO în cantități slabe (fig. 2);

– incluziuni globulare din aluminați de calciu, acoperiți cu un strat de sulfură de Ca (fig. 4) sau de sulfură mixtă de Ca și Mn (fig. 5) în oțelurile pentru îmbunătățire;

– incluziuni globulare constituite din oxizi de Al asociați cu oxizi de Mg, deseori acoperite cu sulfură mixtă de Ca și Mn în oțelurile pentru cementare;

– sulfuri simple de tip MnS sînt în cantitate mică (punctaj 0,5–max. 1);

– sînt relativ frecvente carbonitrurile de titan (de punctaj 1–1,5) în oțelul 20MoN35 și carbonitruri de titan poliedrice izolate sau alipind sulfuri de titan (fig. 6) în oțelul 20MoCN06 (tab. 6);

– mulți oxizi (punctaj 0,5–1,5) de tip Al_2O_3 (corindon) și MgO (periclaz), dar mai ales spineli magnezieni $MgO \cdot Al_2O_3$ în toate cele 3 mărci de oțel;

– prin analiza roentgenografică a incluziunilor s-au pus în evidență și formațiuni cristaline ale oxizilor CaO, MgO și SiO_2 (de tipul monticelit, diopsid, akermanit – în cantități foarte mici în oțelul 41MoC11x și în cantități mai mari $2MgO \cdot SiO_2$ (forsterit) în oțelurile 41MoC11x și 20MoCN06);

— în plus, în oțelul 20MoN35, prin difracție de raze X s-au pus în evidență combinații între Al_2O_3 și SiO_2 (de tip mulit) sau Al_2O_3 și FeO, precum și cantități mici de $CaO \cdot TiO_2$.

Dispersia incluziunilor globulare în oțelurile nedegazate este relativ mare, acestea găsindu-se mai ales în treimea inferioară (cele de punctaj 4,5 și peste 5) la oțelurile pentru îmbunătățire și către capul și piciorul lingoului (punctaj 2) la oțelurile pentru cementare.

În toate oțelurile nedegazate s-a observat însă o creștere a conținutului de incluziuni nemetalice de la margine către axul lingoului și o variație în același sens a compoziției chimice a incluziunilor. Astfel, către axul lingoului crește ponderea combinațiilor ce conțin SiO_2 (silicați, silicoaluminați simpli sau combinați cu oxizi de Mg și Fe), în timp ce în zona din marginea lingoului predomină Al_2O_3 (α — corindon) și spinelul magnezian ($Al_2O_3 \cdot MgO$) și în cantitate mai mică MgO (periclaz) nelegat.

Compoziția chimică a incluziunilor a indicat prezența în cantități foarte mari a oxizilor de Al în oțelurile pentru îmbunătățire, crescînd în medie de la circa 42% în zona axială a lingoului pînă la circa 50% în zona marginală. În șarja *A* s-a determinat cea mai mare cantitate de Al_2O_3 (65%) și CaO (5,8%) și cea mai mică de MgO (9,4%) din toate oțelurile pentru construcții cercetate. De asemenea în oțelul pentru cementare 20MoCN06 s-a găsit cel mai mare conținut de MgO (31%), asociat cu Al_2O_3 (55%), dar și cel mai mare conținut de TiO_2 (4%) și cel mai mic de SiO_2 (10%), ceea ce confirmă rezultatele analizelor la microscopul optic, microsondă și difracție de raze X, după care în acest oțel predomină incluziunile de oxizi Al_2O_3 și MgO liberi, dar mai ales combinația acestora sub formă de spinel magnezian ($MgO \cdot Al_2O_3$) și mult mai slab $2MgO \cdot SiO_2$ (forsterit), fără a avea și SiO_2 liber.

b) În oțelul pentru piese auto 17CrNiMo6 degazat (dar nedezoxidat) în vid, conținutul de incluziuni nemetalice a scăzut la circa 1/2—1/3 din valorile medii obținute la mărcile de oțeluri nedegazate, rămînînd totuși un punctaj de 4—4,5 la piciorul lingoului datorită incluziunilor globulare mari constituite din oxizi de Al, deseori asociate cu incluziuni plastice de MnS.

Observînd tipurile de compuși cristalini determinați prin difracție de raze X în raport cu compoziția chimică a incluziunilor nemetalice extrase din acest oțel se vede că — deși conținutul este scăzut — se schimbă raportul între tipurile de incluziuni și anume;

— crește conținutul de Al_2O_3 și SiO_2 liber și scade mult MgO liber (sub 10%), ceea ce înseamnă că predomină oxizii de tip Al_2O_3 și scad mult compușii de tip $MgO \cdot Al_2O_3$ în favoarea forsteritului ($2MgO \cdot SiO_2$) și a combinațiilor dintre MgO, SiO_2 și CaO (CaO fiind de 4,8% în șarja *H*, deci se găsesc încă mulți aluminați și silicoaluminați de calciu);

— apar multe incluziuni ce conțin fier; se observă în acest sens existența combinațiilor dintre FeO pe de o parte și Fe_2O_3, Mn_2O_3, Cr_2O_3 și Al_2O_3 pe de altă parte, confirmată și de conținutul total de fier din compoziția incluziunilor extrase (5,8% Fe_2O_3 — în șarja *G*).

c) În oțelul pentru aeronautică 15VMoC14x degazat și dezoxidat cu FeSi și Al prin ecluză în vid, deși conținutul de incluziuni este mai mare ca în oțelul 17CrNiMo6, acesta este dispersat uniform în toată masa metalică. Preponderente sînt sulfurile de mangan (punctaj max. 3), uneori avînd alipite incluziuni punctiforme de Al_2O_3. Incluziunile oxidice punctiforme, repartizate uniform sau în șiruri, sînt constituite din SiO_2 în principal și puțin Al_2O_3. De asemenea se găsesc silicați plastici ce conțin o cantitate mică de Fe. Analiza prin difracție de raze X a pus în evidență prezența oxizilor SiO_2 — cristobalit în cantitate mare și a formei α — Al_2O_3 (corindon), precum și foarte slabe cantități de Fe_2O_3 și Cr_2O_3.

Avînd în vedere că probele cercetate s-au prelevat într-o perioadă de experimentare a tehnologiei de elaborare a acestui oțel este explicabilă prezența încă a unui conținut mai mare de incluziuni, care probabil provin din faza de dezoxidare în vid cu FeSi și Al.

Asupra provenienței, conținutului, compoziției și repartiției incluziunilor nemetalice în oțelurile degazate și dezoxidate în vid se va reveni în lucrările viitoare, care au în vedere rezultatele obținute în cercetarea dezoxidării în vid cu FeSi și Al a oțelului pentru rulmenți (aluminiul fiind marcat cu izotopul radioactiv 95-Zr), precum și a contribuției zgurei formate în cuptor și transformate în procesul de degazare și dezoxidare în oală, la impurificarea cu incluziuni a aceluiași oțel.

BIBLIOGRAFIE

[1] Păsărică, V. și colab. *Metode calitative și cantitative de cercetare a incluziunilor nemetalice în oțelurile pentru rulmenți și construcții*. Cercetări metalurgice, ICEM, București, 1979, vol. 20 (în curs de tipărire). Comunicare la Simpozionul ,,Tehnologii eficiente în metalurgie", București, 7—9 septembrie, 1978.

[2] Ionescu, C., Păsărică, V. și colab. *Natura și dispersia incluziunilor nemetalice în oțelurile pentru rulmenți, elaborate în cuptoare electrice bazice de 50 t.* În: Metalurgia, nr. 8, 1980, p. 395—403.

Dr. ing. B. Pițigoi
IPROLAM — București

Modelarea matematică a procesului de răcire programată și dirijată a benzilor laminate la cald

CZ : 621.78.082 : 669.14—418

O preocupare actuală în domeniul răcirii benzilor laminate la cald direct din procesul de laminare, în scopul obținerii unei structuri metalografice dorite, o constituie automatizarea laminoarelor și progresele realizate în domeniul răcirii programate și controlate, care presupune necesitatea calculului condițiilor de răcire a benzii pe calea cu role de evacuare.

Cînd se răcește un obiect, în mișcare rapidă, într-o scurtă perioadă de timp, este necesar să se realizeze de la început o viteză mare a extracției de căldură, deoarece obiectul este în contact cu agentul de răcire într-o foarte mică perioadă de timp.

De aceea este necesar să se găsească soluția optimă a sistemului de răcire, să se determine și să se acționeze rapid asupra parametrilor care guvernează procesul, în scopul dirijării lui către obținerea rezultatelor dorite.

În timpul răcirii unei benzi laminate la cald, pe calea cu role de evacuare dintre ultima cajă finisoare și rulor, diferite fenomene termodinamice particulare interferează între ele [1]; căldura din bandă este disipată în mediul înconjurător, prin radiație, în concordanță cu legea lui Stephan-Boltzmann, prin convecție naturală, în conformitate cu teoria similitudinii numerelor lui Grasshoff (Gr) și Prandtl (Pr), prin conducție în punctele de contact ale benzii calde cu elementele reci ale trenului de evacuare, prin apa de răcire etc.

Conform legii conservării energiei, energia disipată de bandă într-o foarte scurtă perioadă de timp este:

$$-\frac{\partial}{\partial t}\int_V c\rho T\,dV=\int_S \sigma\varepsilon[T_S+273)^4-(T_A+273)^4]\,dS+\int_S \alpha[T_S-T_a)\,dS-\int_S \lambda V T n\,dS \qquad (1)$$

În ecuația (1) s-au neglijat efectele unor factori de disipare (de care se va ține însă seamă prin includerea lor în coeficientul de transfer al căldurii și în capacitatea de radiație, despre care se va vorbi mai tîrziu). Termenul din stînga arată energia disipată din bandă; primul termen din dreapta indică energia radiată de suprafața benzii; al doilea termen arată energia evacuată de apa de răcire și al treilea termen reprezintă energia extrasă prin conducție din interiorul benzii, mai cald, către exteriorul acesteia, care se răcește ca urmare a cedării de căldură către exterior.

Simbolurile folosite mai sus reprezintă:

S — suprafața laterală a volumului elementar; n — vector normal la suprafața S, reprezentînd gradientul cîmpului termic; V — volumul inclus în interiorul suprafeței S; c — căldura specifică a oțelului; ρ — densitatea materiei conținute în volumul V; T — temperatura, K; T_A — temperatura mediului ambiant; T_S — temperatura la suprafața metalului; T_a — temperatura apei de răcire; σ — constanta lui Stephan-Boltzmann (coeficientul de radiație al corpului negru); ε — factorul de emisie al benzii calde; α — coeficientul de transfer de căldură; λ — coeficientul de conducție termică.

Ecuația (1) se transformă în ecuația (2), admițînd unele asumpțiuni (toate reale în practică), și anume:

— se neglijează creșterea temperaturii dată de recristalizarea de după deformație;

— se neglijează căldura generată de faza de tranziție;

— se consideră că banda este izotopă și omogenă;

— se neglijează gradientul de temperatură în direcție laterală și longitudinală;

— c, ρ și ε nu sînt influențați de temperatură.

Derivînd în raport cu timpul și regrupînd rezultă expresia:

$$c\rho\frac{\partial T}{\partial t}=\lambda\frac{\partial^2 T}{\partial x^2}-\alpha(T_S-T_a)\frac{ds}{dV}-\sigma\varepsilon[(T_S+273)^4-(T_A+273)^4]\frac{ds}{dV} \qquad (2)$$

în care ecuația diferențiată a conducției a fost exprimată cu ajutorul primului principiu al termodinamicii și al legii lui Biot-Fourier [2]; considerînd λ o mărime constantă, iar schimbul de căldură efectuat în regim staționar, x arată direcția grosimii benzii. Dacă grosimea benzii crește, primul termen al ecuației (2) nu poate fi neglijat; el poate fi totuși neglijat pentru grosimi mici de bandă, situație în care eroarea poate fi eliminată prin corecția coeficientului α cu valori rezultate din măsurători. Astfel, neglijînd gradientul de temperatură în direcția grosimii benzii și considerînd :

$$\frac{dS}{dV}=\frac{2ds_1}{dV}=\frac{2dz\,dy}{dxdydz}=\frac{2}{dx};$$

$$\text{pt. } dx\to h;\ \ \frac{2}{dx}\to\frac{2}{h}\ (\text{fig. } 1)$$

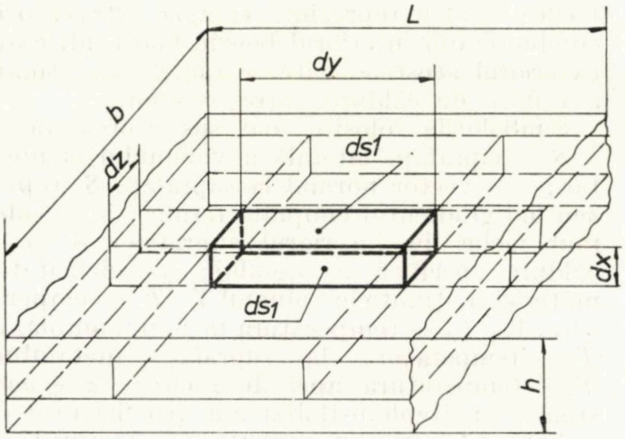


Fig. 1. Schemă de calcul

primul termen din membru doi al ecuației (2) nu se mai ia în considerație, iar expresia poate fi scrisă sub forma unei derivate totale :

$$\frac{dT}{dt}=-\frac{2\sigma\varepsilon}{c\rho h}\left[(T_S+273)^4-(T_A+273)^4\right]-$$

$$-\frac{2\alpha}{c\rho h}(T_S-T_a) \qquad (3)$$

Pornind de la această relație, se poate stabili un model matematic de control al răcirii, cu luarea în considerație a sistemului de răcire folosit. Dacă răcirea se face prin stropire, cu jeturi laminare, și dacă sistemul este montat pe calea cu role de evacuare, între ultima cajă finisoare și rulor, pe o lungime determinată, pentru realizarea unei game largi de posibilități (curbe) de răcire, acesta se împarte într-un număr oarecare de secții. Considerînd o lungime medie de 6–8 m pentru o secție de stropire definită pe bază de pas de control [3], se poate împărți întregul sistem într-un număr de secții. Modelul matematic de control, ce urmează a fi definit, calculează cererea (solicitarea) de rampe de stropire pentru o secțiune de bandă dată, cu luarea în considerație a vitezei trenului cu role, accelerarea și decelerarea acestuia, a temperaturii de răcire reglate, dorite, în concordanță cu calculul și controlul timpului de închidere și deschidere a vanei (asupra căreia se intervine) interesate, corelat cu timpul de răspuns al acesteia, la comanda primită.

Deoarece ecuația (3) nu poate fi rezolvată direct, se consideră că aceasta se poate face prin (împărțirea) divizarea ei în răcire prin radiație și răcire cu apă. Căderea de temperatură produsă în bandă numai prin radiație, între ultima cajă finisoare și rulor, se obține prin rezolvarea ecuației (4).

$$\frac{dT}{dt}=-\frac{2\sigma\varepsilon}{c\rho h}\left[(T+273)^4-(T_A+273)^4\right] \qquad (4)$$

Considerînd că $T^4\gg T_A^4$ – ecuația (4) se poate scrie sub forma :

$$2\sigma\varepsilon(T+273)^4\,dt=-c\rho h dT \qquad (5)$$

Răcirea benzii, numai prin radiație, se face între ultima cajă finisoare și prima rampă de stropire, precum și între ultima rampă de stropire și înfășurător, adică de la T_F la T_1 de la T_2 la T_i (fig. 2). Dacă răcirea benzii de la T_F la T_i s-ar face numai prin radiație, atunci în punctul A (fig. 2) temperatura benzii ar trebui să fie T_1'. Căderea de temperatură prin radiație, pe porțiunea determinată L_1, de-a lungul căreia o masă elementară de bandă de grosime h și suprafață unitară se deplasează cu viteza v_r, cunoscută, se poate calcula prin determinarea temperaturii T_1 cu ajutorul ecuației (5). Timpul t_1 necesar masei elementare, pentru a parcurge distanța L_1, rezultă prin integrarea ecuației (5) :

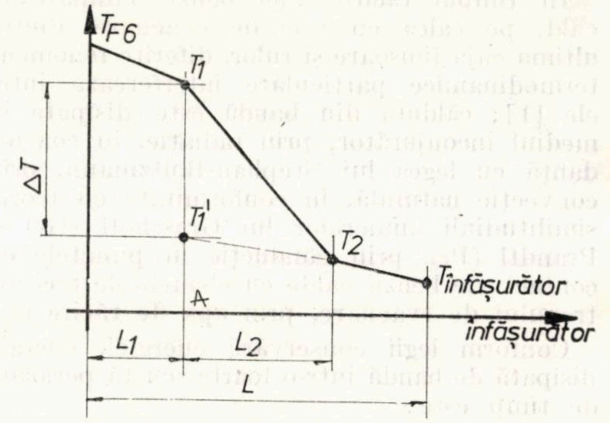


Fig. 2. Distribuția temperaturii în bandă de-a lungul căii cu role de evacuare

$$t_1=\int_{T_1}^{T_{F_6}}\frac{c\rho h}{2\varepsilon\sigma}\cdot\frac{dT}{T^4} \qquad (6)$$

și din relația ;

$$t_1=\frac{L_1}{v_r} \qquad (6')$$

Din (6) și (6′) se deduce:

$$\frac{L_1}{v_r}=\frac{c\rho h}{2\varepsilon\sigma}\int_{T_1}^{T_{F_6}}\frac{dT}{T^4} \tag{7}$$

iar după integrare rezultă:

$$T_1=\frac{T_{F_6}}{\left(\dfrac{1+6\sigma\varepsilon L_1 T_{F_6}^3}{v_r\ \rho ch}\right)^{1/3}}=\frac{1}{\sqrt[3]{\dfrac{1}{T_{F_6}^3}+\dfrac{6\sigma\varepsilon L_1}{v_r\ \rho ch}}} \tag{8}$$

În mod analog se determină și:

$$T_i=\frac{1}{\sqrt[3]{\dfrac{1}{T_{1'}^3}+\dfrac{6\sigma\varepsilon(L-L_1)}{v_r\ \rho ch}}} \tag{9}$$

unde se consideră:

$$t_2=\frac{L-L_1}{v_r} \tag{9′}$$

L — fiind lungimea totală a căii cu role de la ultima cajă finisoare pînă la rulor.

Din (9) rezultă T_1:

$$T_1'=\frac{1}{\sqrt[3]{\dfrac{1}{T_i^3}-\dfrac{6\sigma\varepsilon(L-L_1)}{v_r\rho ch}}} \tag{10}$$

căderea de temperatură $\Delta T = T_1 - T_1'$ (fig. 2) urmînd a fi realizată prin răcire cu apă.

Pentru realizarea unei mai mari acuratețe a rezultatelor obținute se va proceda la calculul căderii de temperatură prin radiație în trepte de-a lungul fiecăreia din cele „i" secții de stropire; în acest mod, determinarea scăderii totale de temperatură — prin radiație ΔT_R — rezultă din însumarea pierderilor parțiale, ceea ce conduce la îmbunătățirea aproximațiilor, deoarece suma erorilor parțiale este mai mică decît eroarea rezultată din calculul căderii globale de temperatură:

$$\Delta T_R = T_1' - T_2 = \sum_{i=1}^{n}\Delta T_{R_i} \tag{11}$$

Cum căderea totală de temperatură, numai prin radiație, nu este o funcție liniară în raport cu timpul de parcurgere a zonei de-a lungul căreia are loc radiația, răcirea ΔT_{R_i} produsă pe parcursul unei secții „i" de stropire poate fi obținută cu ajutorul relației:

$$\Delta R_i = (a\cdot T + b)i + cT + d \tag{11′}$$

unde a, b și c sînt constante determinate de numărul total de secțiuni de răcire și de diagrama vitezelor de transport al benzii pe calea cu role (funcție de accelerația acestora).

Căderea de temperatură rezultată numai prin apa de răcire se poate calcula din ecuația (3) unde, dacă se neglijează radiația, rezultă:

$$\frac{dT}{dt}=-\frac{2\alpha}{c\rho h}[T - T_a] \tag{12}$$

unde T reprezintă temperatura suprafeței benzii, iar α — coeficientul de transmitere a căldurii prin convecție, considerat a avea aceeași valoare atît pentru transportul de căldură pe partea superioară a benzii, cît și pe partea inferioară a acesteia.

În practică însă coeficientul de transfer de căldură la suprafața superioară a benzii α_s diferă de coeficientul de transfer de căldură la suprafața inferioară a benzii α_i. Rezultă că pentru fața superioară se poate scrie relația:

$$\frac{dT}{dt}=-\frac{\alpha_s}{c\rho h}[T - T_a] \tag{13}$$

iar pentru fața inferioară:

$$\frac{dT}{dt}=-\frac{\alpha_i}{c\rho h}[T-T_a] \tag{14}$$

Considerînd că la intrarea în secțiunea „i" banda are temperatura T_i, temperatura benzii la ieșirea din secțiunea de răcire, numai cu apă, va fi așa cum rezultă din condiția (12).

$$-\frac{\alpha}{c\rho h}\cdot dt=\frac{dT}{T-T_a}$$

Integrînd și înlocuind „ti" timpul de parcurgere a zonei de stropire de lungime „li", prin viteza „v_{r_i}" de trecere prin această zonă, se obține:

$$T_{i+1} = T_a + (T_i - T_a)\cdot e^{-\frac{\alpha\, l_i}{c\rho h v_{r_i}}} \tag{15}$$

Din relațiile (11) și (15) rezultă cantitatea de căldură eliminată prin radiație și prin apa de răcire de-a lungul unei secții:

$$T_{i+1} = T_a - \Delta T_{R_i} + (T_i - T_a)\cdot e^{-\frac{\alpha\, l_i}{c\rho h v_{r_i}}} \tag{16}$$

Coeficientul α poate avea în relația (16) următoarele valori:

$\alpha = \alpha_s + \alpha_i$ – Cînd ambele suprafețe, de sus și jos, ale benzii sînt stropite.
$\alpha = \alpha_s$ – Cînd numai partea superioară este stropită.
$\alpha = \alpha_i$ – Cînd numai partea inferioară este stropită.
$\alpha = 0$ – Cînd răcirea se face fără stropire cu apă.

În ecuațiile (8) și (9) s-a considerat că „ε", coeficientul de radiație al benzii calde, este constant, iar α din ecuația (15) are următoarea expresie:

$$P \neq p$$

$$\alpha_s = p + gh + rT \qquad (17)$$

$$\alpha_i = s \cdot \alpha_s \qquad (17')$$

Valorile lui ε și ale coeficienților p, q, r și s reprezintă mărimi obținute prin măsurători [1].

Pentru a exemplifica metoda de calcul al necesarului de secții de stropire se consideră secțiunile zonei de stropire dinspre ultima cajă finisoare. Cînd banda ieșită din trenul finisor traversează prima secțiune a zonei de răcire cu jeturi laminare de apă, fără să fie stropită, aceasta se răcește numai prin radiație, iar temperatura benzii la intrarea în cea de-a doua secție de răcire este:

$$T_2 = T_{F_6} - \Delta T_{R_1} \qquad (18)$$

Cînd în prima secțiune de răcire banda este stropită cu apă, temperatura acesteia T_2, la intrarea în cea de a doua secție, este conform ecuației (15):

$$T_2 = T_a - \Delta T_{R_1} + (T_{F_6} - T_a) \cdot e^{-\frac{\alpha}{c\rho}\frac{l_1}{hv_{r_1}}} \qquad (18')$$

Se observă, dealtfel, că dacă nu se stropește cu apă, adică nu se face răcire prin convecție și $\alpha = 0$, ecuația (18) rezultă din relația (18').

De regulă, temperatura de ieșire a benzii după parcurgerea a „i" secțiuni se obține cu ajutorul expresiei (16). Dacă apa de răcire nu este aruncată pe bandă după trecerea acesteia prin cele $(i+1)$ secțiuni, temperatura acesteia, la înfășurător, T_i va fi:

$$T_i = T_{i+1} - \sum_{i=1}^{I} \Delta T_{R_i} \qquad (19)$$

unde s-a notat cu „I" numărul total de secțiuni ale zonei de răcire între ultima cajă finisoare și înfășurător; apoi se compară valoarea temperaturii calculate T_i cu valoarea cerută, impusă (reglată) T_c la înfășurător; dacă relația:

$$| T_c - T_i | < \Delta T \simeq 1\ [°C]$$

nu este satisfăcută, calculul va trebui repetat, adăugînd sau scăzînd succesiv secțiuni de stropire pînă la realizarea condiției puse de inegalitatea de mai sus.

Calculul de mai sus se face ori de cîte ori secțiunea de bandă considerată, aflată pe calea cu role de evacuare, parcurge lungimea „l" a secției de stropire (pasul de control), în scopul de a obține momentul intrării în acțiune a rampei de stropire solicitate. Timpul de răspuns al sistemului se obține prin adăugarea la momentul de declanșare a stropirii a intervalului de timp necesar deschiderii vanelor. Intervalul de timp scurs între momentul primirii comenzii și completa ei executare diferă de la vană la vană; de aceea el va fi determinat ca atare și memorat sub formă de tabel pentru fiecare vană. Comanda de închidere sau deschidere, pentru fiecare vană, va fi dată cu luarea în considerare a constantei (intervalului de timp propriu) vanei.

Este posibil să apară totuși diferențe între valoarea de temperatură impusă și cea măsurată, cu toată acuratețea calculului indicat mai sus, diferență explicată prin lipsa de finețe a rampei normale de stropire. De aceea sistemul de stropire trebuie prevăzut cu rampe — fine — de corecție, capabile să stropească fracțiuni definite din debitele rampelor normale (de bază) ale sistemului. În timpul primului reglaj de corecție a debitului se stropește o cantitate de apă adecvată, funcție de diferența pozitivă sau negativă de temperatură. Este evident că la calculul debitului stropit, în secțiunea precedentă rampei de corecție, trebuie să se țină seamă de debitul pe corecție, deoarece acesta din urmă se va adăuga tot timpul debitului reglat inițial.

Reglajul de corecție se face folosind controlul prin reacție P.I., iar cantitatea integrată „X" este:

$$X = K_B(\beta \Delta T_i + \Sigma \Delta T_i)$$

$$K_B = \frac{\gamma}{\frac{L_B}{v} + \delta} + \xi \qquad (20)$$

unde s-a notat cu:

ΔT_i — deviația temperaturii la înfășurător; L_B — distanța dintre rampa de corecție și punctul de control al temperaturii benzii la înfășurător; β, γ δ ξ — constante determinate de timpul de răspuns al vanei, constanta de timp a termoindicatorului înfășurătorului etc.

Presupunînd că instalaţia de răcire montată pe calea cu role de evacuare este împărţită în două zone distincte, fiecare zonă fiind dotată cu rampe de bază şi rampe de corecţie, reglajul răcirii se poate face prin modificarea parametrilor de-a lungul perioadei de trecere a două (sau mai multe) benzi laminate succesiv sau de-a lungul perioadei de laminare a aceleiaşi benzi.

În primul caz are loc reglajul de bază care are în vedere variaţia timpului de radiaţie(acceleraţia trenului cu role) şi a numărului de rampe de stropire ; acest reglaj presupune efectuarea unor încercări pe primele benzi dintr-un lot de rulouri de aceeaşi structură metalogarfică. În al doilea caz, se urmăreşte corecţia abaterilor ivite după reglajul iniţial, ce pot apărea din diferite motive de la bandă la bandă şi care se realizează prin variaţia debitului de apă stropit prin rampele de corecţie.

Ambele reglaje se fac distinct în fiecare zonă de răcire, zona a doua, evident, urmînd să realizeze corecţiile abaterilor eventual rămase de la prima zonă.

Pornind de la abaterea de temperatură a capului benzii, reglajul răcirii, între două benzi înfăşurate succesiv, se face după cum urmează :

— Cînd nu se stropeşte apă pe capul benzii se execută (aplică) modelul matematic aferent răcirii prin radiaţie ; temperatura pierdută prin radiaţie „T_R" este :

$$T_R = T_F - \frac{\lambda_K}{\sqrt[3]{\dfrac{6\sigma\varepsilon t_c}{c\rho h} + \dfrac{1}{T^3_{F_6}}}} \tag{21}$$

Coeficientul λ_K aplicat se obţine din relaţia următoare :

$$\lambda = W_1\lambda + (1 - W_1)\,\lambda_{K-1} \tag{22}$$

şi

$$\lambda = \frac{T_M}{T_{iR}} \tag{22'}$$

iar T_M este temperatura reglată la înfăşurător ; T_{iR} — temperatura radială, calculată la înfăşurător cu relaţia :

$$T_{iR} = \frac{1}{\sqrt[3]{\dfrac{6\sigma\ \varepsilon t_c}{c\rho h} + \dfrac{1}{T^3_{F_6}}}} \tag{22''}$$

— Cînd se stropeşte apă pe capul benzii, se aplică modelul matematic al răcirii cu apă, temperatura obţinută prin evacuarea căldurii de către apă fiind :

$$T_{i+1} = T_a - T_{R_i} + (T_i - T_a)\cdot e^{\left(-\frac{\alpha l_i}{c\rho h v r_i} + \psi\right)} \tag{23}$$

Pentru a obţine termenul ψ, aplicat, se consideră că :

$\psi = \xi_s$ — cînd se folosesc numai rampele de stropire de sus ;

ξ_j — cînd se folosesc numai rampele de stropire de jos ;

$\xi_s + \xi_j$ — cînd ambele rampe de stropire de sus şi de jos sînt folosite.

În funcţie de situaţiile enunţate mai sus, coeficientul ψ poate lua una din valorile de mai jos :

$$\xi_s = \frac{1}{N_s + N_j}[\ln \xi_K + N_j\cdot\eta]$$

$$\xi_j = \frac{1}{N_s + N_j}[\ln \xi_K - N_s\cdot\eta] \tag{24}$$

unde :

$$\xi_K = W_2\xi + (1 - W_2)\cdot\xi_{K-1}$$

iar :

$$\xi = \frac{T_M - T_a}{T_{i_c} - T_a}$$

în relaţiile de mai sus s-au notat cu :

T_M —temperatura reglată la înfăşurător ;
T_{i_c} —temperatura calculată ;
N_s —numărul de colectare al rampelor de stropire superioare ;
N_j —numărul de colectare al rampelor inferioare de stropire ;
η —constantă.

Relgajul de temperatură efectuat în perioada cînd banda este transportată pe calea cu role de evacuare la rulor se face prin corecţia fiecărui pas de control ; se obţine termenul de corecţie :

$$\theta_K = W_3\theta + (1 - W_3)\theta_{K-1} \tag{25}$$

unde :

$$\theta = \Delta T_c - m(N_c - N_0),$$

iar :

m este coeficientul de conversiune a temperaturii ;
N_c — numărul de rampe de corecţie în funcţiune (rampe de corecţie care stropesc la momentul considerat) ;
N_0 —numărul rampelor de corecţie reglate anterior.

Termenul de corecţie se înmulţeşte cu un coeficient de corecţie K_c :

$$T_L = K_c\cdot\theta_K$$

unde T_L reprezintă temperatura de compensare pentru calculul necesarului de rampe, iar K_c este o constantă determinată de timpii de răspuns ai aparatajului folosit.

Căderea de temperatură înregistrată la suprafaţa benzii, ca urmare a pierderilor de căldură ale acesteia, pe calea cu role de evacuare, determină un flux termic dirijat de la interiorul oţelului laminat, mai cald, către exteriorul acestuia, mai rece. Acest flux de căldură, realizat prin conducţie în masa materialului, conform expresiei matematice (2), poate fi pus în evidenţă dacă se consideră că aportul de căldură din interior este egal cu pierderile înregistrate la suprafaţa benzii prin radiaţie şi convecţie (cu apa de răcire). Rezultă din ecuaţia (2), cu luarea în consideraţie a condiţiilor limită la suprafaţa benzii, ca :

$$c\rho \frac{\partial T}{\partial t} = \lambda \frac{\partial^2 T}{\partial X^2} \qquad (26)$$

În condiţii limită :

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial x}\bigg|_{x=0;\ x=h} = -\alpha(T - T_a) -$$

$$-\sigma\varepsilon[(T + 273)^4 - (T_A + 273)^4] \qquad (27)$$

Derivînd şi transformînd relaţiile (26) şi (27) în ecuaţii diferenţiale totale, din a căror integrare rezultă expresii calculabile numeric, se poate obţine temperatura oricărui punct al benzii în orice moment de timp, în diferite condiţii de răcire.

Rezultă din cele de mai sus că pornind de la ecuaţia bilanţului termic al procesului de răcire a benzii pe calea cu role de evacuare şi făcînd unele ipoteze simplificatoare, toate, practic reale, expresia diferenţială a schimbului caloric poate fi scrisă sub forma unei derivate totale a cărei integrare conduce la o relaţie calculabilă numeric.

Introducînd relaţia într-un calculator cu luarea în considerare a datelor de bază ale procesului de laminare (temperatură şi grosime finală la ieşirea din caja finisoare, acceleraţia sau deceleraţia căii cu role de evacuare, temperatura apei de răcire) se poate determina temperatura cu care banda ajunge la rulor, funcţie de care se stabileşte cantitatea de apă de răcire necesară [1] (fig. 3).

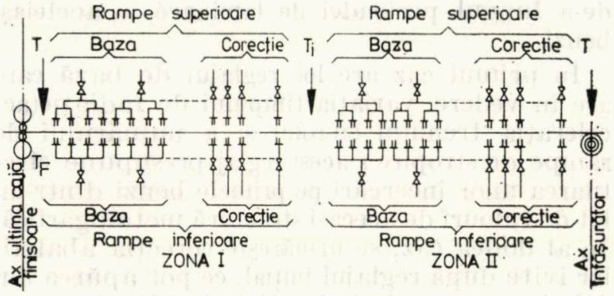


Fig. 3. Schema sistemului de răcire

Eventualele abateri de la valorile temperaturilor impuse la ieşirea benzii de pe calea cu role, sesizate de sistemul de control, se pot anula în procesul de răcire, prin corecţia cantităţilor de apă programate a fi stropite iniţial. Corecţia se face automat, prin comenzi primite de la calculator în sistemul de acţionare a vanelor de închidere-deschidere aferente rampelor de bază şi de corecţie.

Se poate obţine în acest fel orice curbă de răcire într-un domeniu delimitat de necesităţile structurii metalografice dorite, în banda laminată.

BIBLIOGRAFIE

[1] Piţigoi, B. *Studii şi cercetări asupra răcirii dirijate a benzilor laminate la cald*. În : Metalurgia, nr. 3, 1979, p. 137.

[2] * * * *Manualul inginerului energetician*, vol. I. Bucureşti, Editura tehnică, 1962, p. 257–276.

[3] Piţigoi, B. *Metodă de răcire a benzilor laminate la cald* (I) + (II). În : Metalurgia, nr. 9, 10–11, 1979, p. 455, p. 514.

[4] Hollander, F. *Design and Control for Advanced Runout Table Processing*. În : Iron and Steel Engineer, martie, 1971.

* * *

Ing. Gh. Ivanoff
Institutul de cercetări metalurgice — Bucureşti

Aspecte privind comportarea la cald şi după sudare a oţelurilor inoxidabile austentice, asimilate în R.S.R.

CZ : 669.14.018.8 : 539.512

Extinderea în R. S. România a utilizării oţelurilor cu proprietăţi mecanice superioare atît la temperatura normală, cît şi la temperaturi ridicate, ca urmare a ritmului înalt al dezvoltării industriale, a făcut ca asimilarea fabricaţiei produselor din oţeluri inoxidabile cu conţinut mediu de carbon să răspundă necesităţilor reale ale dezvoltării actuale şi de perspectivă a industriei noastre chimice, petroliere, energetice, precum şi a altor ramuri industriale.

Oţelurile caracterizate în materialul de faţă de tipul 18 Cr-10 Ni, stabilizate cu Ti, fără molibden şi respectiv cu molibden, echivalente mărcilor W1.4541 şi W1.4571 după DIN 17440, sînt laminate la cald în table groase şi tratate termic prin hipercălire la 1 100°C/apă. Potrivit diagramei Schaeffler, aceste oţeluri se încadrează la limita domeniului austenitic cu un procent redus de ferită între 0,5 şi 5% [1].

Printre multiplele criterii care determină alegerea materialului pentru utilizările menţionate sînt două fundamentale şi anume temperatura de lucru şi natura mediului de contact cu oţelul. Pentru garantarea fiabilităţii ansamblelor sudate ce sînt menţinute la temperaturi de lucru ridicate, 500—600°C, perioade lungi de funcţionare, o importanţă hotărîtoare o au evoluţia structurală şi tendinţa de fragilizare [2], [3].

Din punct de vedere metalurgic evoluţia structurală în metalul de bază şi mai cu seamă în zona de influenţă termică a îmbinărilor sudate poate avea ca consecinţe, negative, în principal, precipitarea carburilor şi a fazelor intermetalice (în special a fazei sigma). În ceea ce priveşte tendinţa de fragilizare, aceasta este în mare măsură influenţată de nivelul conţinutului în carbon şi de proporţia fazei feritice în metalul de bază şi metalul de adaos.

Pentru sudare s-au utilizat, în cazul experimentărilor, materiale de adaos cu conţinut mai scăzut în carbon comparativ cu materialul de bază.

Energiile de sudare utilizate au corespuns unor niveluri minime. Astfel, la sudarea electrică manuală (EM) valorile energiei au fost sub 7 000 J/cm şi la sudarea automată sub strat de flux (SAF), sub 16 000 J/cm.

În ceea ce priveşte conţinutul procentual de ferită în oţelurile studiate este sub 2,5%, iar în metalul depus este cuprins între 4 şi 11%.

În cazul cînd oţelurile menţionate sînt supuse concomitent unei sarcini termice şi mecanice, cum este, spre exemplu, cazul cazanelor de abur de înaltă presiune, o altă caracteristică importantă este comportarea la fluaj, căreia îi este favorabil un procent redus al proporţiei de ferită delta.

Caracterizarea oţelului inoxidabil

Compoziţia chimică. Pentru determinarea compoziţiei chimice s-au prelevat probe din table cu grosimea 12 mm şi 24 mm, laminate la cald din oţelul menţionat, echivalent mărcilor W1.4541 şi W1.4571, conform DIN 17440—72. Rezultatele determinărilor sînt prezentate în tabelul 1.

Caracteristici mecanice la cald. Rezistenţa la temperatura ambiantă a oţelurilor inoxidabile nu prezintă decît un interes relativ. Este important de cunoscut în acest caz modul în care variază limita de curgere, respectiv rezistenţa în funcţie de temperatură. Pentru urmărirea variaţiei limitei de curgere cu temperatura la tablele groase laminate la cald, din oţelurile studiate, s-a încercat un număr de 48 de epruvete plate, prelevate din şarjele *A*, *B* şi *C* (tab. 1).

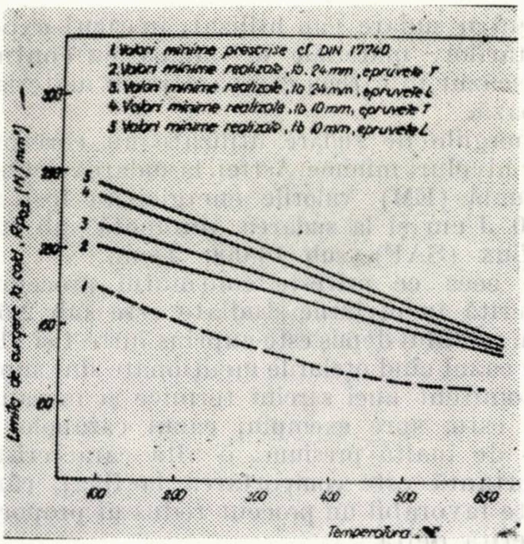
În figura 1 (*a* şi *b*) se prezintă rezultatele privind variaţia caracteristicilor cu tempera-

Tabelul 1

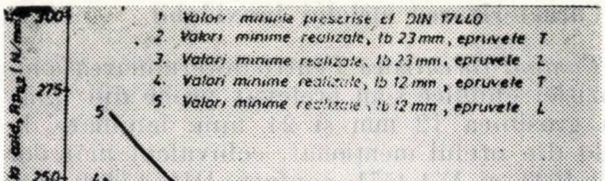
Simbolul oţelului	Marca (conf. DIN 17440—72)	Grosimea tablei, mm	Conţinut elemente, %								
			C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Ti	Mo
A	W1.4541	12	0,06	0,86	0,40	0,017	0,005	19,06	8,83	0,54	—
B	W1.4541	24	0,07	0,92	0,59	0,023	0,008	17,45	10,0	0,68	—
C	W1.4571	12 şi 24	0,10	0,67	0,73	0,020	0,017	18,04	10,26	0,65	2,28

tura pentru epruvetele provenite din oțelurile menționate astfel : în figura 1, *a* se arată variația limitei de curgere cu temperatura, pentru tabla cu grosimea de 12 mm, din șarja *A* și tabla cu grosimea de 24 mm, din șarja *B*.

În figura 1, *b* se arată variația limitei de curgere cu temperatura, pentru tabla cu grosimea de 12 și 23 mm, din șarja *C*.



a)



b)

Fig. 1. Variația limitei de curgere cu temperatura : *a* – oțelul *A* (tablă 12 mm) și oțelul *B* (tablă 24 mm); *b* – oțelul C (tablă 12 mm și 23 mm)

Epruvetele au fost prelevate pe direcție longitudinală și transversală în raport cu direcția de laminare.

După cum se poate observa din figurile menționate, o scădere apreciabilă a rezistenței intervine de-abia la o temperatură ce depășește 500°C, valorile limitei de curgere reducîndu-se în acest caz cu circa 30%, după care scăderea se produce lent pe un interval de temperaturi pînă la aproximativ 900°C, unde s-a înregistrat o valoare de ordinul a 10 daN/mm². Compararea rezultatelor cu valorile date în literatură pentru oțeluri similare evidențiază încadrarea corespunzătoare a acestora.

Tendința de fragilizare la cald. Pentru determinarea tendinței de fragilizare la cald, după sudare, s-au încercat mai multe epruvete din oțelul *A* și *C*, urmărindu-se evoluția rezilienței *KCV* la + 20°C, după un tratament termic la 650°C, avînd durata de menținere variabilă. Se cunoaște că oțelurile inoxidabile austenitice, în general, manifestă o reducere a tenacității în cazul menținerii un timp mai îndelungat în anumite intervale de temperatură [4], ca urmare a procesului de transformare structurală și în special a fenomenului de precipitare a carburilor și a fazei sigma.

Pentru caracterizarea variației tenacității cu temperatura, pentru diferite durate de menținere s-a urmărit reziliența mai multor grupe de epruvete prelevate din oțelul *A* (tablă de 12 mm) și oțelul *C* (tablă de 12 mm), sensibilizate prin sudare, care au fost menținute la temperatura de 650°C un timp variabil, începînd cu 24 h pentru prima grupă (două epruvete oțelul *A* și două epruvete oțelul *C*) și terminînd cu 600 h pentru ultima grupă de epruvete (două epruvete oțelul *A* și două epruvete oțelul *C*).

Rezultatele sînt date în diagrama din figura 2, unde se arată variația rezilienței cu durata de menținere la temperatura de 650°C.

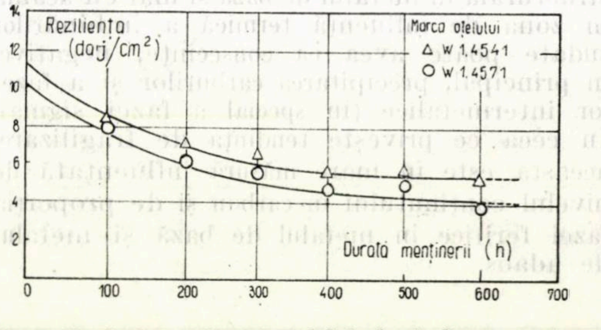


Fig. 2. Evoluția rezilienței oțelului *A* și *C* cu creșterea duratei de menținere la temperatura de 650°C

Analizele microscopică și roentgenografică efectuate pe epruvetele tratate au arătat că reducerea tenacității se datorește în special fenomenului de precipitare a carburilor în masa metalică, constatîndu-se existența precipitatelor de carburi de forma MC și $M_{23}C_6$. Nu a fost pusă în evidenţă precipitarea fazei sigma nici la oţelul *A* şi nici la oţelul *C* (la 650°C), în consecinţă nu s-a semnalat fragilizarea datorită acestei cauze.

Se remarcă deci, în cazul ambelor oţeluri că, prin menţinerea la temperatura de 650°C, rezilienţa rămîne la un nivel ridicat chiar şi după perioade relativ mari de menţinere, fapt ce atestă o bună comportare în exploatarea de lungă durată la temperaturi ridicate (650°C), tendinţa de fragilizare la cald fiind în acest caz redusă.

În intervalul de temperaturi cuprins între 700 şi 900°C, în special la oţelul cu molibden (oţelul *C*), echivalent mărcii W1.4571, s-a constatat experimental posibilitatea formării în anumite condiţii a fazei sigma (Fe Me) Cr, care la 700°C prezintă un conţinut în crom cuprins între 44 şi 48 %.

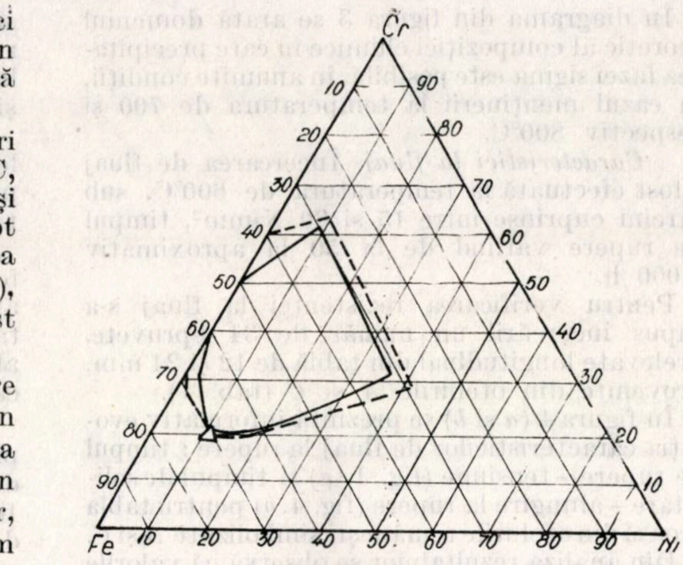


Fig. 3. Domeniul de precipitare a fazei σ la 700 şi 800°C

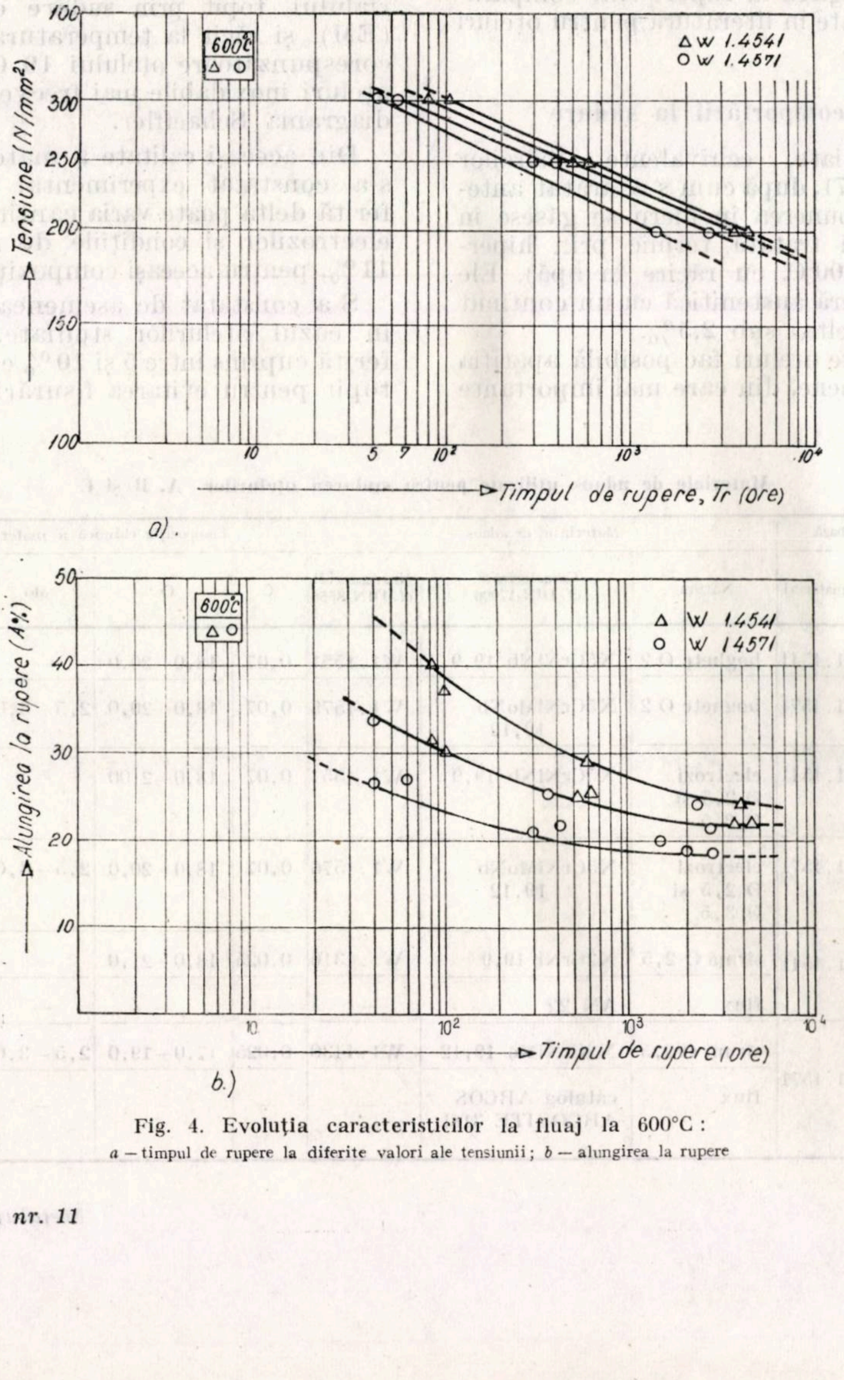


Fig. 4. Evoluţia caracteristicilor la fluaj la 600°C :

a – timpul de rupere la diferite valori ale tensiunii; *b* – alungirea la rupere

În diagrama din figura 3 se arată domeniul teoretic al compoziţiei chimice în care precipitarea fazei sigma este posibilă, în anumite condiţii, în cazul menţinerii la temperatura de 700 şi respectiv 800°C.

Caracteristici la fluaj. Încercarea de fluaj a fost efectuată la temperatura de 600°C, sub sarcini cuprinse între 15 şi 30 N/mm^2, timpul de rupere variind de la 50 la aproximativ 4 000 h.

Pentru verificarea rezistenţei la fluaj s-a supus încercării un număr de 34 epruvete, prelevate longitudinal din tablă de 12 şi 24 mm, provenite din oţelurile *A* şi *C* (tab. 1).

În figura 4 (*a* şi *b*) se prezintă informativ evoluţia caracteristicilor de fluaj la rupere : timpul de rupere—tensiune (fig. 4, *a*) şi timpul de solicitare—alungire la rupere (fig. 4,*b*) pentru tabla groasă din oţelurile româneşti simbolizate *A* şi *C*.

Din analiza rezultatelor se observă că valorile obţinute la fluaj atît pentru timpul de rupere, cît şi pentru alungirea la rupere sînt comparabile cu valorile date în literatură pentru oţeluri similare [4].

Caracterizarea comportării la sudare

Oţelurile studiate, echivalente mărcilor W1.4541 şi W1.4571, după cum s-a arătat anterior, înainte de punerea în lucru se găsesc în stare laminată şi tratată termic prin hipercălire (1 050—1 100°C, cu răcire în apă). Ele prezintă o structură austenitică cu un conţinut redus de ferită delta, sub 2,5%.

La sudare aceste oţeluri fac posibilă apariţia mai multor fenomene, din care mai importante sînt fisurarea la cald a cordonului de sudură, respectiv a zonei influenţate termic din materialul de bază, tendinţa de precipitare a carburilor şi tendinţa de formare a fazei sigma.

În lucrarea de faţă se vor analiza aspectele legate de fisurarea la cald a metalului topit prin sudare, urmînd ca celelalte aspecte să fie tratate într-un material ce va urma.

Pentru realizarea îmbinărilor sudate s-au folosit materiale de adaos cu compoziţia chimică apropiată de cea a materialului de bază. În tabelul 2 se prezintă principalele caracteristici ale materialelor de adaos utilizate, pentru fiecare procedeu de sudare.

În cazul oţelurilor studiate, metalul topit prin sudare, după răcire, prezintă o structură dendritică, în care se separă o proporţie de ferită mai mare, în comparaţie cu materialul de bază, chiar dacă compoziţia chimică este asemănătoare cu a materialului de bază.

În figura 5 se prezintă astfel structura materialului topit prin sudare electrică manuală (EM) şi răcit la temperatura camerei în aer, corespunzătoare oţelului 19 Cr-9 Ni şi a altor oţeluri inoxidabile mai frecvent utilizate, după diagrama Schaeffler.

Din aceeaşi calitate a materialului de adaos s-a constatat experimental că procentul de ferită delta poate varia cantitativ cu diametrul electrozilor şi condiţiile de răcire, între 3 şi 11%, pentru aceeaşi compoziţie chimică.

S-a constatat de asemenea experimental că în cazul oţelurilor studiate, un procent de ferită cuprins între 5 şi 10% este util în metalul topit pentru evitarea fisurării la cald.

Tabelul 2

Materiale de adaos utilizate pentru sudarea oţelurilor A, B şi C

Procedeul de sudare	Metalul de bază		Materialul de adaos			Compoziţia chimică a materialului de adaos, %				
	Simbol	Nr. material	Natura	Caracterizare cf. DIN 17006	Nr. material cf. DIN 8556	C	Cr	Mo	Ni	Alte elemente
WIG	*A; B*	W1.4541	baghete Ø 2	X5CrNiNb 19,9	W1.4551	0,07	18,0–20,0	—	8,0–10,0	Nb
WIG	*C*	W1.4571	baghete Ø 2	X5CrNiMoNb 19,12	W1.4576	0,07	18,0–20,0	2,5–3,0	10–13	Nb
EM	*A; B*	W1.4541	electrozi Ø 2,5 şi Ø 3,5	X5CrNiNb 19,9	W1.4551	0,07	18,0–2,00	—	8,0–10,0	Nb
EM	*C*	W1.4571	electrozi Ø 2,5 şi Ø 3,5	X5CrNiMoNb 19,12	W1.4576	0,07	18,0–20,0	2,5–3,0	10–13	Nb
SAF	*A ; B*	W1.4541	sîrmă Ø 2,5	X2CrNi 19,9	W1.4316	0,025	18,0–21,0	—	9–11	—
			flux	AN 22	—	—	—	—	—	—
SAF	*C*	W1.4571	sîrmă Ø 2,5	X2CrNiMo 19,12	W1.4430	0,025	17,0–19,0	2,5–3,0	10,0–19,0	—
			flux	catalog ARCOS -ARCOSITE 318L	—	—	—	—	—	—

Efectul favorabil al feritei la procente superioare celor menționate poate fi însoțit de o înrăutățire a caracteristicilor mecanice ale materialului, în special în intervalul de temperatură cuprins între 700 și 900°C, datorită tendinței de descompunere a feritei, în austenită secundară, carburi și (sau) faza sigma. Rezultă de aici că este necesară menținerea procentului de ferită în metalul topit sub limita maximă menționată.

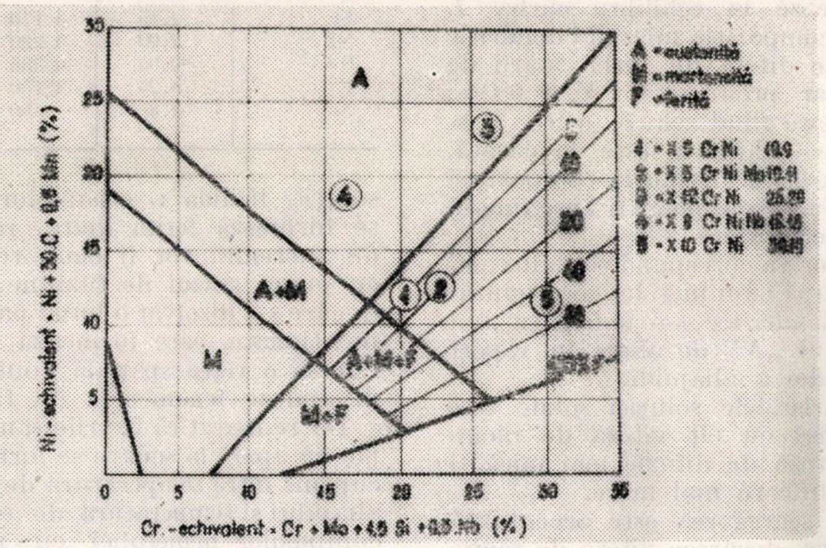


Fig. 5. Structura materialului topit prin sudare, răcit la temperatura camerei în aer (după Schaeffler)

Sînt situații speciale, dictate de anumite condiții în exploatare, cînd se preferă folosirea materialelor de adaos pur austenitice, caz în care conținutul de nichel va fi mai crescut, pentru evitarea separării feritei delta.

Fisurarea la cald. Se manifestă în special în metalul depus prin topire și constituie unul din principalele fenomene negative la sudare [5]. Fisurarea la cald se presupune că este provocată de compușii nemetalici cu punct jos de fuziune, care se separă la marginea grăunților de austenită. Formațiunile eutectice cu punct scăzut de fuziune, care se pot forma în cazul structurilor austenitice, se separă la marginea grăunților și influențează în sensul creșterii tendinței de fisurare la cald. Se poate explica astfel acțiunea defavorabilă a fosforului și a sulfului care formează formațiuni eutectice cu punct scăzut de fuziune și a niobiului (cînd acesta există), care formează un eutectic complex cu carbonul, azotul, fierul și siliciul. Acțiunea defavorabilă a siliciului se face pronunțat simțită în cazul oțelurilor pur austenitice prin concentrarea acestuia în spațiile interdendritice, alături de nichel și mangan, formînd compuși cu punct scăzut de fuziune.

Toate cercetările mai recente [6] admit unanim că fisurarea are la bază fenomenul segregației la solidificare, care conduce la o îmbogățire a limitelor grăunților, respectiv a spațiilor interdendritice în elemente ce formează compuși cu punct coborît de fuziune, punct de la care ruperea coeziunii intergranulare poate începe sub acțiunea tensiunilor de contracție datorate procesului de sudare. Segregațiile ce se produc la solidificarea metalului topit în oțelurile austenitice cu conținut redus de ferită constituie o sursă a eterogenității chimice, care poate crește stabilitatea feritei existente la începutul solidificării, cinetica de transformare (descompunere) a feritei delta din zonele interdenditrice la răcire fiind încetinită.

Segregarea guvernează deci procesul de localizare a feritei în structura dendritică a metalului depus prin sudare.

În figura 6 (*a* și *b*) se prezintă schematic mecanismul segregării la solidificare, în care se evidențiază îmbogățirea (fig. 6, *a*) sau sărăcirea (fig. 6, *b*) aliajului „*A*" în elementul

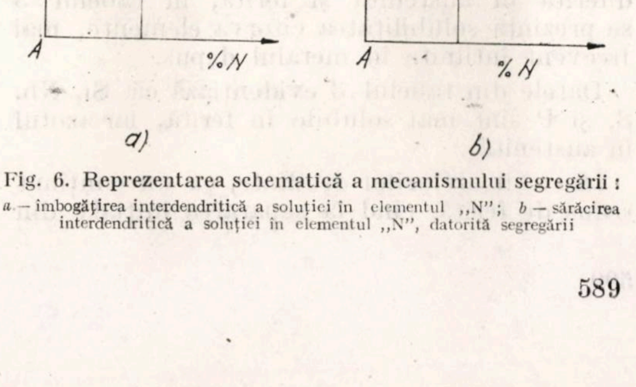


Fig. 6. Reprezentarea schematică a mecanismului segregării: *a* – îmbogățirea interdendritică a soluției în elementul „N"; *b* – sărăcirea interdendritică a soluției în elementul „N", datorită segregării

„N". S-au notat prin *Ta* și *Tb* temperaturile la care se poate produce fuziunea aliajului și respectiv la care se poate produce topirea fazelor cu punct coborît de fuziune. Se vede din diagramă că în cursul solidificării, după sudare, lichidul și straturile exterioare ale cristalelor în formare, care sînt în permanent contact, aproximează la echilibru curba *1*. În mod real însă, compoziţia miezului dendritic descrie o curbă ce diferă de curba stării de echilibru, care s-ar produce la $V_r \cong 0°C/s$; viteza reală de răcire fiind relativ mare, $V_r \gg 0°C$, curba de echilibru este deplasată, aproximîndu-se curba *3*. Evoluţia compoziţiei medii a solidului în acest caz poate fi aproximată printr-o curbă intermediară *2*.

Alura diagramelor va corespunde cazului „a" sau cazului „b", după cum metalul corespunzător zonelor interdendritice s-a îmbogăţit sau sărăcit în elementul „N" de aliere în raport cu compoziţia medie a aliajului.

Segregarea în cristalele soluţiei solide este cu atît mai intensă cu cît viteza de răcire este mai mare, viteza de difuzie mai mică și intervalul de solidificare mai mare.

La sudare deci segregarea este accentuată în metalul de adaos, deoarece viteza de răcire este relativ mare, viteza de difuzie relativ redusă și intervalul de solidificare mărit. Un atac chimic pe o suprafaţă șlefuită pune ușor în evidenţă acest lucru.

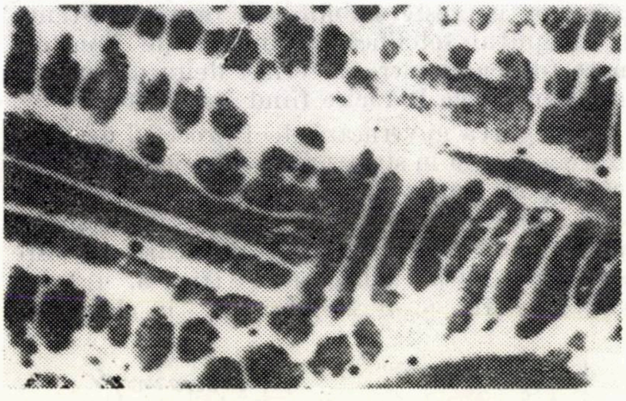


Fig. 7. Eterogenitate chimică în metalul depus prin sudare SAF (×800)

Un exemplu este arătat în figura 7, care prezintă aspectul unei probe prelevate din îmbinarea sudată SAF, din oţelul *C* (W1.4571).

Subliniind faptul că solubilitatea elementelor de aliere însoţitoare și a impurităţilor este diferită în austenită și ferită, în tabelul 3 se prezintă solubilitatea cîtorva elemente, mai frecvent întîlnite în metalul depus.

Datele din tabelul 3 evidenţiază că Si, Nb, S, și P sînt mai solubile în ferită, iar azotul în austenită.

Tabelul 3

Elementul	Solubilitatea în:			
	austenită		ferită	
	solubilitate, %	temperatură, °C	solubilitate, %	temperatură, °C
Si	2,15	1 170	18,5	1 200
Nb	2,00	1 220	4,5	1 360
S	0,05	1 336	0,18	1 365
P	0,25	1 150	2,8	1 050
N	2,8	650	0,1	600

În cazul oţelurilor studiate, cu un conţinut redus de ferită, cînd la separarea iniţială din soluţia lichidă a cristalelor bogate în crom se formează ferita delta, rosturile grăunţilor de austenită vor fi ocupate nu de compușii cu punct scăzut de fuziune, ci de ferita delta, în care s-a dizolvat o bună parte din elementele menţionate, care formează chiar la procente reduse o reţea spaţială continuă, capabilă să diminueze fenomenele de fisurare la cald.

De remarcat că fisurile sau microfisurile care pot să apară la sudare se formează în intervalul cuprins între temperatura de solidificare ($T_s a$) a aliajului și temperatura de solidificare ($T_s b$) a compușilor nemetalici cu punct coborît de fuziune separaţi la marginea grăunţilor.

Îmbinările sudate experimental au evidenţiat în totalitate lipsa fenomenului de fisurare la cald.

Examinarea acestor îmbinări sudate, executate din tablă de oţel inoxidabil românesc echivalent mărcilor de oţel W1.4541 și W1.4571 de 12 mm și 24 mm, prin procedeele electric manual (EM), „wolfram inert gaz" la rădăcină combinat cu electric manual (WIG + EM) și automat sub strat de flux (SAF), a cuprins următoarele faze:

— controlul vizual pe 100% din probe;

— controlul cu lichide penetrante pe 100% din probe;

— controlul cu radiaţii *Rx* pe 100% din probe;

— controlul metalografic macro- și microscopic (cu controlul procentului de ferită) la cîte șase epruvete, din fiecare îmbinare sudată, prelevate perpendicular pe cordonul de sudură;

— încercarea la tracţiune și îndoirea la rece.

În toate fazele de control, îmbinările sudate examinate au arătat lipsa fisurilor și respectiv a microfisurilor în cordonul de sudură și zona influenţată termic a metalului de bază, atestîndu-se astfel o bună comportare la sudare. Conţinutul de ferită în cordonul de sudură la probele analizate s-a situat între 5 și 10%, valorile minime aparţinînd oţelurile *A* și *B*, iar valorile maxime, oţelului *C*.

Rezultatele bune obţinute la încercarea de tracţiune și încercarea de îndoire la rece pe dorn, prezentate în tabelul 4, au confirmat de asemenea lipsa fisurilor în cordonul de sudură.

Tabelul 4

Rezultatele încercărilor de rezistență la tracțiune și de îndoire la rece pe dorn *

Simbolul oțelului	Grosimea materialului, mm	Procedeul de sudare	Nr. îmb. sudate	Rezistența la tracțiune R_m, N/mm²			Îndoirea pe dorn	
				minim	mixim	locul de rupere	unghiul (grade)	diametrul
A	12	EM	3	608	624	M.B. la toate încercăririle	180 la toate încercările	3 × s
B	24	WIG + EM	3	596	616	M.B. la toate încercările	180 la toate încercările	3 × s
C	24	SAF	3	590	600	M.B. la toate încercările	180 la toate încercările	3 × s

*) S-au prelevat din fiecare îmbinare sudată cîte două epruvete de tracțiune și patru epruvete de îndoire la rece pe dorn

Se remarcă astfel, în situația de față că, pentru evitarea pericolului de fisurare la cald a materialului depus prin topire la sudare, remediul cel mai rațional constă în echilibrarea elementelor chimice rezultate în metalul topit prin utilizarea unor materiale de adaos corespunzătoare și utilizarea unor regimuri optime la sudare, în vederea realizării unui conținut de ferită în metalul topit, cuprins între 5 și 10%.

Efectul favorabil al procentului menționat de ferită se explică prin faptul că elementele care intervin pentru fragilizarea cusăturii la cald sînt mai solubile în ferită față de austenită (tab. 3).

Aceste elemente fiind solubilizate în ferită, formarea fazelor eutectice, generatoare de fisuri, sînt evitate. O altă explicație este dată de faptul că la temperatură înaltă rezistența la deformare a feritei este inferioară austenitei, așa încît relaxarea tensiuunilor de contracție este facilitată prin preluarea deformațiilor de către ferita intergranulară.

La oțelurile studiate, echivalente mărcilor W 1.4541 și W 1.4571, evaluarea tendinței de fisurare la cald s-a făcut utilizînd încercarea Varestraint (fig. 8), care constă în îndoirea prin deformare la cald a epruvetelor prelevate longitudinal pe o matriță metalică curbată, imediat după topirea unui strat din M.B. prin sudură — procedeul WIG — aplicîndu-se criteriul însumării dimensionale a fisurilor.

S-au supus analizei cîte șase epruvete cu cordon depus, curbate, din fiecare șarje de oțel *A*, *B* și *C*.

Examinarea macro- și microscopică a acestor epruvete, după îndoire, a scos în evidență în toate cazurile prezența în metalul topit (cordonul de sudură) a unui conținut de ferită între 5 și 10% și lipsa fisurilor și a microfisurilor.

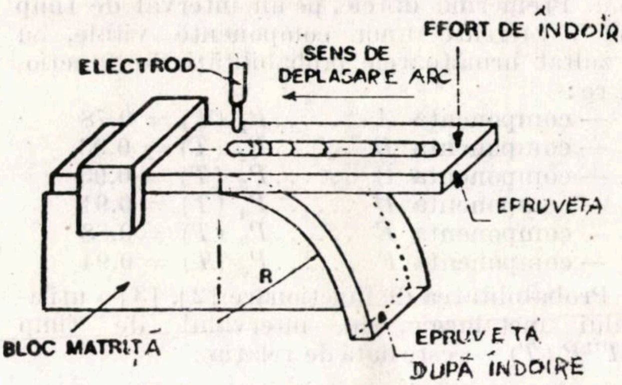


Fig. 8. Schema de principiu, încercarea Varestraint

BIBLIOGRAFIE

[1] Colombier, Hochmann. *Aciers inoxydables et aciers réfractaires.* Paris, Ed. Dunod, 1965.

[2] Schumann, H. *Metalurgie fizică.* București, Ed. tehnică, 1962.

[3] Trușculescu, M. *Studiul metalelor.* București, Ed. didactică și pedagogică, 1977.

[4] Calvet, J. N. ș.a. În: Métaux—Corrosion—Industrie, nr. 617, ianuarie, 1977, p. 12—32.

[5] Leclou, A. ș.a. *Soudabilité des aciers austeniques. Détermination de la tendance à divers types de fissuration.* În: Métaux—Corrosion—Industrie, nr. 590, octombrie, 1974.

[6] Ivanoff, Gh. *Morfologia separării fazelor la sudarea oțelurilor austenitice inoxidabile asimilate în fară.* Referat I. P. Timișoara, 1979.

Unele modalități practice de abordare a calculului durabilității componentelor utilajelor metalurgice

Ing. N. Pavel
C.I.S. — Galați

CZ. 658.58 : 669.1

Probabilitatea de funcționare a utilajului

Cunoașterea exactă a stării de siguranță în funcționare a fiecărei componente din utilajul metalurgic, în mod deosebit a celor vitale, constituie punctul cheie al tuturor preocupărilor într-un sistem de tip funcțional aferent conducerii, organizării, coordonării și urmăririi activităților de întreținere-reparații [2]–[4], [7], [8], [11], [12].

Pentru ilustrare se apelează la un exemplu. Prelucrînd datele, pe un interval de timp „T", aferente unor componente vitale, au rezultat următoarele probabilități de funcționare:

— componenta A ......$P_1(T) = 0{,}78$
— componenta B ......$P_2(T) = 0{,}93$
— componenta C ......$P_3(T) = 0{,}93$
— componenta D ......$P_4(T) = 0{,}91$
— componenta E ......$P_5(T) = 0{,}88$
— componenta F ......$P_6(T) = 0{,}94$

Probabilitatea de funcționare [2], [3] a utilajului metalurgic, în intervalul de timp „T"$P_f(T)$ —, este dată de relația:

$$P_f(T) = P_1(T) \cdot P_2(T) \ldots . \; Pn - 1(T) \cdot Pn(T)$$

Operînd cu mărimile probabilităților fiecărei componente se obține $P_f(T) = 0{,}508$.

O funcționare a utilajului de numai 50 % este nesatisfăcătoare. Punctele slabe le reprezintă componentele A și E. Asupra lor trebuie să se acționeze pentru aducerea utilajului la starea de siguranță în exploatare necesară realizării planului fizic de producție la cerințele de calitate și cu cheltuieli minime.

Determinînd funcția de selecție pe baza urmăririi în exploatare a celor „n" componente ale utilajului metalurgic, se poate determina probabilitatea defectării unui număr de „p" componente vitale din cele „n" inspectate tehnic, utilizînd relația [1]:

$$P(\lambda) = A_n^p \cdot \lambda^p \cdot e^{-\lambda} \left[\sum_{i=0}^{p} t_i + (n - p)t_p \right]$$

unde:

A_n^p sînt „aranjamente" (posibilități de înlocuire) ce se pot face într-un utilaj metalurgic cînd se constată starea de nesiguranță sau avarierea de componente;

t_i — momentul ieșirii din funcțiune;

t_p — durata inspecției tehnice.

Fiabilitatea utilajului are de suferit din cauza deselor demontări și remontări, care presupun reluarea reglajelor cu riscurile aferente de defectare în timpul perioadei de redemarare. Prin urmare se cere să se cunoască starea reală de uzare, respectiv nesiguranță pe cît posibil fără oprire și demontare, și anume pe efectele sale directe, ca de exeplu absorbția suplimentară de energie, încălzire, zgomote etc. Acest lucru se poate realiza prin găsirea și introducerea unor mijloace de măsurare permanentă sau periodică a parametrilor, pentru ca, analizați tehnic, să asigure cunoașterea stării tehnice a utilajului la un moment dat, precum și evoluția acesteia, ceea ce prezintă o deosebită importanță practică, deoarece:

— motivează decizia de înlocuire a utilajului;

— asigură condiții pentru optimizarea cheltuielilor cu întreținerea.

În analiza fiabilității componentelor utilajului se utilizează două metode [1]: statistică și dinamică.

Metoda dinamică se folosește în acele cazuri în care se fixează mărimea intervalului de funcționare fără defecțiuni sau condițiile de exploatare ale utilajului ca sistem. În acest caz se utilizează elementele de bază ale proceselor aleatoare.

Metoda statistică se utilizează atunci cînd:

— funcționarea trebuie să nu fie întreruptă de defecțiuni într-un anumit interval de timp;

— se stabilesc condițiile de exploatare ale utilajului ca sistem de componente.

Acesta este sistemul funcțional cerut în practica uzinală, deoarece asigură:

— prevenirea stărilor de nesiguranță în exploatare;

— o durată mare de exploatare a utilajului, ceea ce dă posibilitatea realizării calitative și cu cheltuieli minime a producției.

Fiabilitatea, pe intervalul de timp „T" și condițiile de exploatare date se determină utilizînd formula probabilității totale [1]:

$$R(T, \xi) = \sum_{i=1}^{k} E(H_i) \cdot H_i(T, \xi)$$

unde:

$H_i(T, \xi)$ este probabilitatea ca utilajul aflat în condițiile de exploatare să se găsească în starea „i" (de exemplu în siguranță sau cu puncte tehnic slabe, sau cu uzură în evoluție accelerată etc.) în intervalul de timp T;

T — intervalul de timp cu funcționare fără defecțiuni;

K — numărul de stări posibile ale utilajului ;
$E(H_i)$ — eficiența stării „i”.

Prin eficiența stării „i” a utilajului metalurgic se înțelege probabilitatea realizării funcțiilor sale (de exemplu siguranță în exploatare) dacă se găsește în starea „i” de uzură.

Utilajul este compus dintr-o mulțime de „C” componente, fiecare avînd „S” stări posibile, formînd un sistem „m”. Stările posibile ale sistemului se determină utilizînd relația $m = S^C$ și reprezintă suma ansamblului stărilor de :

— funcționare . . . . m_1
— defectare . . . . m_2,

adică :

$$m = m_1 + m_2$$

În practica uzinală se iau în considerare numai cele două stări : de funcționare, respectiv defectare. Componentele utilajului metalurgic, privit ca sistem, se caracterizează prin :

— probabilitatea de funcționare (P_f) sau
— probabilitatea de nefuncționare (q_d),

unde :

$$P_f = 1 - q_d$$

Un raționament asemănător se aplică și în cazul caracterizării utilajului ca *sistem* de componente, adică :

$$P_{fs} = 1 - q_{ds}$$

Se presupune că în paralel cu componenta A, a cărei probabilitate de funcționare este cea mai scăzută [$P_1(T) = 0{,}78$], se montează o altă componentă de rezervă cu același risc de defectare, care, în caz de necesitate, intră imediat în funcțiune. Atunci probabilitatea ca în timpul „T” să nu survină nici o întrerupere a utilajului crește cu 14 la sută :

$$P_{fs}(T) = \{1 - [1 - P_1(T)]^2\} \cdot P_2(T) \cdot P_3(T) \cdot$$
$$\cdot\, P_4(T) \cdot P_5(T) \cdot P_6(T) = 0{,}648$$

$$P_{fs} = 0{,}648 - 0{,}508 = 0{,}14$$

Admițînd că pentru fiecare din cele șase componente se montează altele în paralel, avînd aceeași probabilitate de funcționare și cu posibilitatea de a intra imediat în exploatare, relația devine :

$$P_{fs}(T) = \{1 - [1 - P_1(T)]^2\} \cdot \{1 -$$
$$[1 - P_2(T)]^2\} \ldots \{1 - P_5(T)]^2\}$$

iar rezultatul $P_{fs} \simeq 0{,}90$. Creșterea timpului efectiv de funcționare este substanțială, reprezentînd aproximativ 40 la sută. Generalizînd se poate spune : fie „r” ($r = 1, 2 \ldots n$) numărul de rezerve pentru componentele individuale ale unui utilaj luate ca sistem.

Probabilitatea lui de funcționare pe perioada T va fi :

$$P_{fs} = \{1 - [1 - P_1(T)]^{1+r_1}\} \cdot$$
$$\cdot \{1 - [1 - P_2(T)]^{1+r_2}\} \ldots \{1 - [1 - P_n(T)^{1+r_n}\}$$

Cu rare excepții această abordare nu este practic posibilă, deoarece generează costuri foarte ridicate fără a fi compensate în productivități mult sporite. La un pod rulant tehnologic, sistem de caje pentru laminare sau post mecanic, nu toate componentele pot fi constructiv realizate în dublu exemplar (module montate în paralel cu sisteme de decuplare instantanee a părții avariate, respectiv cuplare a modulului de rezervă).

În practica uzinală se merge în principal pe ideea înlocuirii componentelor defectate cu componente de rezervă. În acest caz probabilitatea se determină astfel :

$$P_{fs}(T) = 1 - \{1 - [P_1(T) \cdot P_2(T) \ldots P_n(T)]\}^{1+R}$$

unde :

n este numărul componentelor utilajului ;
R — numărul componentelor de rezervă

În cazul cînd se pregătește o singură componentă de rezervă ($R = 1$) și anume pentru componenta A, care are probabilitatea de funcționare cea mai scăzută, atunci :

$$P_{fs}(T) = 1 - \{1 - [0{,}78 \cdot 0{,}93 \cdot 0{,}93 \cdot 0{,}91 \cdot$$
$$\cdot\, 0{,}88 \cdot 0{,}94]\}^2 = 0{,}757,$$

ceea ce constituie o situație acceptabilă, nu însă cea mai avantajoasă soluție din punct de vedere al costurilor cu întreținerea utilajului metalurgic, al eficienței economice a întreprinderii în ansamblu. Sistemul conducerii activităților de întreținere-reparații de tip funcțional [11], [12] dă posibilitatea obținerii unei creșteri optimale a timpului efectiv de funcționare, corelat cu asigurarea la momentul real necesar a componentelor de rezervă cerute de starea de uzură, a cărei evoluție se urmărește sistematic prin activități de inspecție tehnică. De asemenea dă posibilitatea cunoașterii reale a necesităților de asimilare, de recondiționare și de tipizare.

Sistemele nefuncționale de conducere a activităților de întreținere-reparații asigură informații aproximative, extrapolate din normative. departamentale. În consecință metoda asigurării componentelor de rezervă pentru prevenirea avariilor sau diminuarea timpului de oprire din producție a utilajului generează stocuri de piese de schimb, încorporate în componente complexe (ansamble), care depășesc necesitățile reale. Cel mai adesea, în condițiile unor stocuri supradimensionate, unele avarii sau stări de nesiguranță în exploatare nu pot fi repede înlăturate din lipsa în stoc a unor componente strict necesare.

Stocurile supranormative blochează finanțarea asigurării unor piese de schimb, a căror necesitate obiectivă a apărut ulterior, grevează costul produselor metalurgice, influențează negativ decizia înlocuirii utilajelor a căror productivitate a devenit nerentabilă, scumpesc serviciul de depozitare (la 3–4 ani cheltuielile de stocare se dublează, acestea reprezentînd 30–35% din valoarea lor inițială).

Durabilitatea componentelor utilajului

Cunoașterea durabilității fiecărei componente din utilajul tehnologic dă posibilitatea pregătirii din timp numai a acelor componente care sînt riguros necesare, fundamentează programul de întreținere-reparații și necesarul de piese de schimb.

De menționat că sistemul întreținerii funcționale dă posibilitatea ca, urmărind evoluția uzurii, precum și a consumurilor, să se întocmească, pe o durată de 4–5 ani, tabloul componentelor (în mod deosebit vitale) care trebuie asigurate, indicîndu-se intervalul de timp probabil, precum și numărul de componente necesare. Din analiza tehnico-economică sistematică a datelor inspecției tehnice rezultă informații care fac posibilă actualizarea acestui tablou, creșterea preciziei datelor înscrise. Această metodă facilitează planificarea producției fizice de piese de schimb pentru uzul curent pe termen lung și mediu, iar pe această bază se determină:

— planul de aprovizionare cu materiale și piese de schimb standardizate;

— încărcarea secțiilor de fabricație și a mașinilor prelucrătoare;

— programul formării și perfecționării personalului de specialitate;

— programul de asimilări, recondiționări și tipizări piese de schimb.

În cazul asigurării componentelor de schimb din surse externe întreprinderii, utilizarea tabloului componentelor care trebuie asigurate dă posibilitatea cunoașterii exacte a ceea ce de fapt s-a asigurat, intervalele reale de asigurare, precum și precizia în programele pe termen scurt de asigurare.

În perioada de început (2–3 ani, iar în unele cazuri chiar mai mult), mărimile privind durabilitatea trebuie analizate de către decidentul uman în contextul rezultatelor prelucrării statistice a consumurilor pe utilaj realizate pentru aceeași componentă. Necesitatea derivă din influențele unor factori, ca de exemplu:

— durabilitatea se determină de regulă în condițiile exploatării raționale a utilajului metalurgic. Mărimea acesteia nu este constantă pe toată perioada de viață a utilajului, ca urmare a creșterii uzurii, deci periodic este actualizată;

— îmbunătățirile constructive care uneori sînt substanțiale, în mod deosebit la cele a căror defectare este ridicată, și care fac necesară redeterminarea durabilității;

— gradul de competență profesională a personalului muncitor ce deservește utilajul în exploatare care influențează fie pozitiv, fie negativ evoluția uzurii;

— calitatea gospodăririi (inclusiv evidenței corecte) stocurilor de componente de schimb;

— calitatea conducerii sectorului de întreținere-reparații.

Influența acestor factori este diferită în timp. De aceea uneori mărimile privind durabilitatea și cele aferente consumului mediu determinat statistic există diferențe de care trebuie să se țină seamă atunci cînd se întocmește necesarul componentelor de schimb de aprovizionat. În primii ani de exploatare a utilajului metalurgic, consumul mediu este mai scăzut, durabilitatea fiind mai ridicată. Pe măsură ce fiabilitatea utilajului scade, consumul mediu crește, iar durabilitatea se reduce.

Durabilitatea unei componente este în general mai scurtă decît „capacitatea" ei de utilizare.

Pentru clarificarea noțiunilor se precizează că prin durabilitate se înțelege durata de funcționare a unei componente din utilajul metalurgic pînă cînd survine uzura la limită sau starea de nesiguranță în exploatare. Capacitatea de folosire (utilizare) a unei componente cuprinde întreaga perioadă de exploatare pînă la scoaterea din funcționare, deci și după îmbunătățirile constructive.

Dacă o anumită componentă se defectează într-o perioadă mai scurtă decît durata de funcționare determinată, altfel spus dacă într-o anumită situație starea de nesiguranță a apărut la un interval de timp mai mic decît durabilitatea prestabilită, se va proceda la înlocuirea acesteia. În cazul cînd fenomenul se repetă, atunci apare necesitatea efectuării de analize tehnice aprofundate, procedîndu-se și la redeterminarea durabilității.

Dacă durata de funcționare este prestabilită pentru o perioadă mult mai mică în comparație cu durabilitatea reală, atunci se poate ajunge la o întreținere costisitoare, ca urmare fie a înlocuirii unor piese de schimb fiabile, puțin uzate, fie la suprastocarea de piese de schimb.

Dacă durabilitatea este determinată la mărimi mai mari față de cele reale, crește posibilitatea de avariere a componenței utilajului înainte de înlocuirea preventivă, iar acest fapt ve diminua timpul efectiv de exploatare a utilajului, generînd pierderi de producţie.

Durabilitatea se va exprima în unităţi de timp (ore) de funcţionare sau calendaristice. Exprimarea în ore-funcţionare este mai apropiată de realitate, deoarece uzura se produce în mod practic în perioada cînd utilajul este utilizat în exploatare. Pentru utilajele montate în acele zone ale întreprinderii metalurgice unde mediul înconjurător este corosiv, la determinarea durabilităţii componentelor se vor utiliza coeficienţi de influenţă.

Durabilitatea componentelor este influenţată de :

— proprietăţile materialului : calitate, dimensiuni ;

— caracteristicile funcţionale ale utilajului metalurgic ;

— regimul de lucru : solicitare, frecare, şocuri, temperaturi, mediu corosiv etc.

Determinarea durabilităţii componentelor fiecărui utilaj este o activitate laborioasă şi pretenţioasă. Necesită date reale culese sistematic complet, exact şi pe o perioadă îndelungată. Solicită de asemenea cunoaşterea cauzelor reale ale înlocuirii componentelor utilajului respectiv.

Fundamentarea consumului de piese de schimb

Unul din avantajele cunoaşterii durabilităţii fiecărei componente constă în actualizarea ciclurilor de reparaţii, a normelor de consum pentru piese de schimb, realizării tehnologiilor de grup în fabricaţia lor etc.

Norma de consum aferentă componentelor vitale dintr-un utilaj metalurgic (NC_c^u) se determină utilizînd relaţia :

$$NC_c^u = \frac{N_s^u}{D_c^u},$$

unde :

N_s^u reprezintă numărul componentelor similare dintr-un utilaj ;

D_c^u — durabilitatea componentelor utilajului.

În cazul determinării normei de consum pentru o grupă de utilaje identice (NC_C^{GU}), ca de exemplu podurile rulante tehnologice, se recomandă utilizarea relaţiei :

$$NC_c^{GU} = \frac{N_S^U \cdot i}{D_m^{GU}}$$

i reprezintă numărul utilajelor identice.

Durabilitatea medie pentru grupa de utilaje (D_m^{GU}) se determină astfel :

$$D_m = \frac{D_c^{U_1} + D_c^{U_2} + \ldots + D_c^{U_{n-1}} + D_c^{U_n}}{i}$$

Asigurarea pieselor de schimb pentru menţinerea stării de siguranţă în exploatare a utilajului metalurgic constituie o componentă a conducerii activităţilor de întreţinere funcţională rezultă din natura lor şi se subordonează satisfacerii obiectivului fundamental al sistemului de conducere : creşterea optimală a timpului efectiv de funcţionare în condiţiile siguranţei în exploatare, corelat cu economicitatea realizării lucrărilor.

Sistemul întreţinerii funcţionale utilizează ca metodă de bază în conducerea activităţilor de asigurare cu componente de schimb pentru consumul curent aferent prevenirii stării de nesiguranţă prin lucrări de întreţinere preventivă reglarea stocului de siguranţă în funcţie de :

— durabilitatea fiecărei componente vitale a utilajului metalurgic ;

— consumul specific determinat prin metode statistico-matematice, care include şi consumul de componente pentru înlăturarea avariilor.

De menţionat că în consumul curent nu se include cel aferent reparaţiilor capitale, deoarece acesta se asigură conform cu specificaţia proiectului elaborat.

Stocul optimal de siguranţă se va exprima în bucăţi pe fiecare componentă aferentă unui utilaj metalurgic într-o perioadă dată. Pentru aceasta este necesar a se efectua conversia durabilităţii, exprimată în ore-funcţionare, în bucăţi, în funcţie de timpul efectiv de exploatare în perioada respectivă. Procedeul prezintă o deosebită eficienţă pentru componentele de tip unicat şi vitale.

Modelul funcţional al stocului optimal de siguranţă (SO_c^u), determinat pe baza durabilităţii fiecărei componente a unui utilaj metalurgic (D_c^u), este :

$$DO_c^u = Dc \cdot K_c^u$$

unde :

K_c^u reprezintă coeficientul de reglare a stocului de siguranţă, corelat cu consumul specific determinat prin metode statistico-matematice.

Poate lua valori de la 1,5 la 2,0. Mărimea coeficientului K_c^u este influenţată cel mai mult de consumul de componente de schimb pentru înlăturarea avariilor.

Următorii factori determină mărimea coeficientului luat în calcul, într-o anumită perioadă :

Gradul de variabilitate în determinarea durabilităţii componentelor. În prima etapă de introducere a noului sistem se va utiliza valoarea maximă pentru $K_c^u = 2,0$. În etapele următoare de determinare a durabilităţii se va utiliza metoda bazată pe diferenţa dintre mărimea durabilităţii între etapele adiacente :

$$(\pm)\Delta D_c^u = DN_c^u - DA_c^u,$$

unde :

DN_c^u reprezintă durabilitatea nou determinată pentru o componentă a unui utilaj dat ;

DA_c^u — durabilitatea anterioară a aceleiaşi componente.

Se poate exprima, de asemenea, în procente faţă de durabilitatea nou determinată (DN_c^u), astfel :

$$(\%)\,P = \frac{D_c^u \cdot 100}{DN_c^u}$$

Exemple : *a) se dă* : $DN_c^u = 70$ ore-funcţionare

$DA_c^u = 50$ ore-funcţionare

rezultă că : $(\pm)\Delta D_c^u = 70 - 50 =$ $= 20$ ore-funcţionare sau 28,5% faţă de DN_c^u

b) se dă : $DN_c^u = 570$ ore-funcţionare

$DA_c^u = 760$ ore-funcţionare

rezultă că : $(\pm)\Delta D_c^u = 570 - 760 =$ $= (-)\ 190$ ore-funcţionare sau 33,3% faţă de DN_c^u

În primul caz durabilitatea nouă a crescut cu 28,3% faţă de cea anterioară, iar în al doilea caz s-a redus cu 33,3%.

Raportul (R) dintre DN_c^u şi DA_c^u este de asemenea semnificativ.

În primul exemplu $R = \dfrac{70}{50} = 1{,}4$, iar în al doilea $R = \dfrac{570}{760} = 0{,}75$.

În tabelul 1 este redată corelaţia dintre coefiecientul de reglare a stocului optimal de siguranţă cu mărimile P şi R.

Tabelul 1

K_c^u	$(\%)\ P = \dfrac{D_c^u \cdot 100}{DN_c^u}$	$R = \dfrac{DN_c^u}{DA_c^u}$
2·0	$100(\Delta D_c^u = DN_c^u)$	—
1,95÷1,8	95÷75	$R > 4{,}0$
1,75÷1,6	70÷50	3,5÷2,0
1,55÷1,5	50÷25	2,0÷1,3
—	$P < 25$	$R < 1{,}3$

Valorile vor fi actualizate în funcţie de experienţa acumulată şi specificul întreţinerii utilajelor din dotarea întreprinderii.

Diferenţa dintre durabilitatea unei componente (D_c^u) din utilajul metalurgic şi consumul specific (CS_c^u) determinat prin metode statistico-matematice.

$$(\pm)\Delta = D_c^u - CS_c^u$$

Pentru ca relaţia să fie veridică, în prealabil se efectuează conversia orelor-funcţionare în bucăţi :

Exemplu : *se dă* : $D_c^u = 500$ ore-funcţionare ;

indicele de exploatare al utilajului într-un trimestru = 93,5% ;

rezultatul : în trimestrul analizat sînt necesare 4 bucăţi (2.160 ore-calendaristice × 0,935) : 500 ore funcţionare = 4 bucăţi

În cazul în care consumul specific (CS_c^u) reprezintă la un moment dat o creştere sau descreştere cu 50% pînă la 100% faţă de durabilitatea luată în calcul, atunci se va analiza posibilitatea redeterminării durabilităţii, nu înainte însă de a reanaliza factorii care au influenţat creşterea, respectiv descreşterea consumului specific, precum şi situaţia stărilor de nesiguranţă în funcţionare semnalate cu ocazia inspecţiilor tehnice şi a avariilor utilajului metalurgic.

La baza stocului de siguranţă va sta normativul consumului componentelor de schimb pe utilaje într-o perioadă dată, ce se propune a avea următoarea formă :

Componenta		Bucăţi		Durabilitatea (ore-funcţionare)	Consum specific $\left(\dfrac{\text{buc.}}{\text{utilaj}}\right)$	Stoc optimal siguranţă (buc.)	Lei/buc.	Val. stocului optimal de siguranţă (mii lei)
Cod	Denumire	Per utilaj	Total utilaje montate					

În funcţie de redeterminarea unuia sau mai multor elemente luate în calcul, normativul consumului de componente de schimb se actualizează în sensul optimizării sale.

BIBLIOGRAFIE

[1] Mihoc, Gh., Muja, Aneta şi Diatcu, E. *Bazele matematice ale teoriei fiabilităţii*. Cluj-Napoca, Ed. Dacia, 1976.

[2] Aramă, C. *Terotehnica*. Bucureşti, Ed. tehnică, 1976.

[3] Gnedenko, B. V., Beleaev, I. K. şi Soloviev, A. D. *Metode matematice în teoria siguranţei*. Bucureşti, Ed. tehnică, 1968.

[4] Ceauşu, I., Ghiţă, N. şi Potîrcă, T. *Organizarea şi conducerea activităţilor de întreţinere şi reparaţii*. Bucureşti, Ed. tehnică, 1980.

[5] Pavel, N. Automatică, management, calculatoare (AMC), nr. 27. Bucureşti, Ed. tehnică, 1978, p. 279–285.

[6] Pavel, N. Idem, nr. 29, p. 239–256.

[7] Pavel, N. În : Revista economică, nr. 40, 1979, p. 15.

[8] Pavel, N. Idem, nr. 19, 1980, supliment, p. 2–5.

[9] Pavel, N. şi colectiv. În : Metalurgia, nr. 1, 1980, p. 22–25, p. 37–53.

[10] Pavel, N. Idem, nr. 4, 1980, p. 209–213.

[11] Pavel, N. Idem, nr. 5, 1980, p. 255–262.

[12] Pavel, N. Idem, nr. 6, 1980, p. 304–307.

Dr. chim. E. Cohn
I.C.S.I.T.P.S.C. – București
prof. dr. ing. L. Sofroni și ing. R. Popovici
I.P. – București I.I.S. – Bacău

Miezuri solubile în apă folosite la turnarea aliajelor

CZ: 621.743

În ultimul deceniu se constată o creștere rapidă a performanțelor motoarelor, utilajelor și mașinilor fabricate în industria constructoare de mașini, realizată în bună parte prin folosirea unor piese turnate de complexități ridicate, cu configurații geometrice complicate și din aliaje feroase sau neferoase cu proprietăți superioare.

Se toarnă astfel piese cu pereți subțiri de sub 1 mm din oțeluri sau alte aliaje de cele mai diferite tipuri.

Posibilitatea obținerii unor cavități interioare în asemenea piese pune problema utilizării unor miezuri speciale, care să poată fi ușor îndepărtate din piesele turnate, fără deteriorarea acestora (proces care intervine frecvent în cazul folosirii miezurilor clasice).

În aceste condiții, în 1974 au apărut primele metode și compoziții pentru fabricarea și utilizarea unor miezuri solubile în apă.

Aceste miezuri se pot îndepărta ușor din piesele turnate, prin tratarea cu apă, într-o perioadă de timp relativ scurtă, în funcție de mărimea, configurația, compoziția chimică și lianții folosiți la obținerea miezurilor solubile.

Aceste miezuri se pot fabrica din săruri neorganice solubile în apă prin diferite metode, și trebuie să posede rezistență termică la acțiunea aliajului lichid, configurație stabilă, rezistență mecanică la manipulare și utilizare, suprafață netedă, să nu degaje gaze la turnare și să posede permeabilitatea și celelalte proprietăți tehnologice necesare miezurilor utilizate obișnuit în turnătorii.

Utilizarea miezurilor solubile în apă devine deci deosebit de utilă în cazul pieselor cu configurații complexe din aliaje de aluminiu, aliaje neferoase sau fonte din care extragerea miezurilor confecționate conform rețetelor clasice este dificilă sau pune probleme deosebite.

De asemenea se indică folosirea acestor miezuri atunci cînd sînt necesare miezuri mici și cu configurații complicate, sau în cazul pieselor turnate cu pereți subțiri care se pot fisura sau crăpa ușor la folosirea mijloacelor electromecanice sau mecanice pentru dezbatere.

În aceste cazuri utilizarea miezurilor solubile în apă este eficientă și economică, eliminîndu-se rebuturile apărute la dezbaterea clasică și economisindu-se energia necesară pentru îndepărtarea mecanică a miezurilor.

În funcție de natura materialelor întrebuințate, de modul de fabricație a miezurilor și de natura aliajelor lichide la care se folosesc, se pot distinge următoarele tipuri de miezuri solubile :

– *Miezuri solubile în apă obținute prin turnare.* În această categorie se grupează rețetele de fabricație bazate pe utilizarea unor compuși anorganici simpli, ca cloruri, sulfați, carbonați, fosfați, azotați de sodiu, potasiu, calciu, litiu, magneziu, aluminiu, solubili în apă, a căror temperatură de topire este de aproximativ 800–850°C, superioară temperaturii de topire a aliajelor de aluminiu și a altor aliaje neferoase.

Acești compuși amestecați în diferite proporții între ei sau chiar singuri se topesc în creuzete din diferite materiale, la temperaturi de aproximativ 800°C cînd devin lichide și sînt turnate în cutii de miez metalice (de obicei încălzite în prealabil la temperaturi de 200–300°C). După solubilizare se îndepărtează cutiile de miez, iar miezurile obținute pot fi utilizate la turnarea aliajelor metalice.

Miezurile obținute prin acest procedeu posedă rezistențe mecanice deosebit de ridicate, nu degajă gaze la turnare, conferă o suprafață curată pieselor turnate și pot fi extrase cu ajutorul apei.

Principalele dezavantaje prezentate de aceste tipuri de miezuri sînt lipsa de permeabilitate și o oarecare tendință de higroscopicitate, care pot crea unele dificultăți în cazul neutilizării lor pînă la un un interval de cîteva ore de la confecționarea lor.

În cazul unor miezuri mici cu configurații complicate, care nu necesită permeabilitate și care se pot utiliza repede la turnarea aliajelor lichide, folosirea miezurilor solubile obținute prin turnare este deosebit de eficientă.

Aceste tipuri de miezuri se utilizează cu succes la turnarea aliajelor de aluminiu, și a altor aliaje neferoase care se pot turna la temperaturi de maximum 800°C.

În cazul neutilizării lor imediate, aceste tipuri de miezuri pot fi acoperite cu un strat fin de lichid nepolar (prin folosirea unor dispozitive de pulverizare speciale), care împiedică absorbția apei.

Cercetările care se efectuează actualmente vor permite utilizarea și a altor tipuri de săruri solubile, cu temperaturi de topire mai ridicate, la producerea unor miezuri de acest tip, care să poată fi folosite la turnarea fontelor sau chiar a oțelului, *Exemplu* [1] : Una dintre rețetele de fabricație a miezurilor solubile în apă, obținute pe această cale, se bazează pe amestecarea clorurii de potasiu 30–50%, clorurii de sodiu 0–10% și a carbonatului de sodiu 40–70% și topirea amestecului la temperatura de 800°C.

Amestecul topit se toarnă în cutii de miez metalice, obținîndu-se la răcire miezuri destinate turnării aliajelor de aluminiu.

— *Miezuri solubile în apă obținute prin utilizarea de lianți.* Această categorie de miezuri solubile în apă grupează tipurile de miezuri care se obțin prin folosirea acelorași materiale neorganice, ca în cazul anterior, cernute și clasate astfel încît să se obțină permeabilitatea dorită.

Întărirea acestor tipuri de miezuri se efectuează prin metodele și lianții clasici, ca rășini ureo-formaldehidice, fenolformaldehidice solubile în apă, silicat de sodiu (întărite prin uscare, tratare cu diferiți compuși sau insuflare de bioxid de carbon), dextrină și ulei de in, leșie sulfitică, rășini furanice etc.

Aceste miezuri se obțin prin amestecarea granulelor de materiale solubile în apă, de dimensiuni alese (obținute prin cernere și clasare), cu lianții respectivi, în amestecătoare obișnuite utilizate în turnătorii.

Întărirea miezurilor se efectuează la rece sau la cald, în funcție de lianții folosiți și de metoda de întărire aplicată.

Aceste tipuri de miezuri posedă următoarele caracteristici tehnologice :

— se dizolvă ușor în apă ;

— se confecționează ușor în cutii de miez obișnuite prin metodele cunoscute, folosindu-se lianții clasici întrebuințați la confecționarea miezurilor de turnătorie ;

— posedă o temperatură de topire superioară temperaturii de turnare a aliajelor neferoase ;

— posedă permeabilitatea necesară pentru turnarea oricăror tipuri de piese ;

— higroscopicitatea acestor miezuri este mult mai mică, iar la utilizarea unor lianți ca ulei de in, plastinol, rășini furanice și altele se constată lipsa aproape totală de higroscopicitate.

Exemplu : Una dintre rețetele de fabricație a miezurilor solubile pe bază de lianți de turnătorie folosește următoarele componente [2] : 87–97% clorură de sodiu, 1–4% rășină ureo-formaldehidică, 1–3% reziduu de la distilarea acizilor grași și 1–6% nisip cuarțos.

Miezurile se usucă la 200°C timp de 20 min, și pot fi îndepărtate după turnarea aliajului lichid prin solubilizare în apă.

Experimentările efectuate au arătat că pentru a se obține miezuri solubile în apă, nu este necesară utilizarea rețetelor care cuprind în proporție majoritară săruri solubile în apă, ci se pot efectua amestecuri dintre acestea și materiale refractare care rezistă mai bine la acțiunea aliajelor lichide.

În cazul folosirii amestecurilor din aceste materiale, se pot de asemenea întrebuința lianții obișnuiți, obținîndu-se miezuri cu proprietăți tehnologice corespunzătoare.

Se pot obține astfel de miezuri care cuprind în compoziția lor o cantitate de 5–90% substanțe solubile în apă, fapt care permite îndepărtarea lor din piesele turnate prin tratare cu apă.

Materialele refractare cel mai utilizate în aceste scopuri sînt : alumina, oxidul de bariu, oxidul de calciu, oxidul de magneziu, nisipuri cuarțoase, electrocorindon, nisip de cromit, zircon, disten-silimanit etc.

Materialele solubile cel mai larg folosite la fabricarea acestor tipuri de miez sînt : azotații, aluminații, clorurile, sulfații, carbonații, fosfații, borații de sodiu, potasiu, litiu, magneziu, calciu (sau alte metale) sau amestecuri dintre acestea.

Spre deosebire de miezurile solubile în apă, de tipurile arătate anterior, aceste miezuri posedă :

— o temperatură de topire mai ridicată, putînd atinge valori de 1 400–1 500°C, în cazul unor compoziții întocmite cu îngrijire, ceea ce permite utilizarea acestora în cazul turnării pieselor din fontă ;

— higroscopicitate foarte redusă, în majoritatea cazurilor absentă ;

— un cost mai redus.

Întocmai ca și în cazul celorlalte tipuri de miezuri solubile se constată :

— solubilitate corespunzătoare în apă ;

— confecționare ușoară în cutii de miez obișnuite ;

— se utilizează metodele și lianții obișnuiți pentru obținerea întăririi miezurilor ;

— nu degajă gaze în timpul turnării aliajelor lichide.

Exemplu : S-a brevetat obținerea unor miezuri solubile în apă utilizabile la turnarea unor piese din oțel, prin folosirea amestecului dintre oxid de aluminiu (Al_2O_3) în proporție de 92% și 8% carbonat de potasiu, adăugîndu-se apă în proporțiile necesare și uscîndu-se miezurile la temperaturi de 150–200°C [3].

Miezuri solubile obținute prin utilizarea presiunii. Miezurile solubile preparate conform acestei tehnologii cuprind în compoziția lor sărurile solubile cunoscute ca azotați, cloruri, fosfați, carbonați, aluminați de sodiu, potasiu, calciu, magneziu sau alte metale, singure sau amestecate cu materiale refractare ca nisip cuarțos, cromit, talc, olivină, electrocorindon sau altele și se obțin prin presarea amestecurilor în prezența unui liant în instalații adecvate acestui scop.

Lianții cei mai folosiți la prepararea acestor tipuri de miezuri sînt : silicatul de sodiu, dextrina, amidonul, rășinile sintetice etc.

Datorită presiunii exercitate, aceste tipuri de miezuri pot conține proporții mai reduse de lianţi şi de apă (ceea ce permite în foarte multe cazuri eliminarea operaţiei de uscare, efectuată curent pentru îndepărtarea apei).

Utilizarea presiunii la confecţionarea miezurilor solubile conferă acestora o rezistenţă mecanică deosebită, cu proporţii minime de lianţi.

Prin presarea la presiuni înalte în presforme executate din oţeluri călite se pot obţine serii mari de miezuri cu configuraţii dintre cele mai complicate.

Seriile mici şi unicatele de miezuri se pot realiza prin utilizarea presiunilor joase în presforme din aliaje de aluminiu sau din răşini epoxidice.

Semifabricatele ceramice cu secţiune constantă, din care apoi sînt debitate miezurile cu lungimea dată, se obţin prin presare în presforme de oţel [4].

În majoritatea acestor procese masele ceramice se întăresc în presforme, iar după obţinerea unei anumite rezistenţe miezurile suportă de obicei o tratare termică la diferite temperaturi, uneori efectuîndu-se şi tratarea termică la temperaturile de sinterizare ale materialelor componente.

Cu ajutorul miezurilor ceramice obţinute prin presare se pot obţine orificii şi canale cu lăţimea de 0,3—0,4 mm [4].

Se obţin pe această cale miezuri pentru palete răcite cu aer, utilizate la turnarea turbinelor de gaz, miezuri cu diametre pînă la 1 400 mm şi greutate pînă la 100 kg, pentru pompe, pentru roţi de pompe utilizate la staţiile atomice, precum şi pentru realizarea ţevilor de pistolete şi de arme, piese pentru maşini de cusut şi miezuri pentru elemente utilizate pentru armament [4].

Exemplu : S-a brevetat [2] următoarea compoziţie pentru fabricarea miezurilor solubile care se obţin prin presare : clorură de sodiu 92 %, talc 1 %, oxid de magneziu 5 %, silicat de sodiu 2 %.

Fabricarea miezului se efectuează prin îndesarea amestecului de miez obţinut în amestecător, cu o presiune de 5—10 daN/cm² şi apoi tratarea termică la temperaturi de 500—750°C.

La aceste temperaturi miezurile se întăresc şi pot fi utilizate la turnarea unor aliaje neferoase.

Miezurile pot fi extrase uşor după turnare prin solubilizare în apă.

În afară de procedeele redate mai sus, în ceea ce priveşte obţinerea miezurilor solubile, s-au întîlnit la studierea literaturii diferite alte procedee mai puţin răspîndite a căror aplicabilitate este încă locală [5]—[9].

Experimentări efectuate. În cazul laboratoarelor I.C.S.I.T.P.S.C. şi I.P.B. s-au efectuat o serie de experimentări pentru confecţionarea unor miezuri solubile în apă, utilizabile la turnarea aliajelor de aluminiu.

a) Miezurile au fost obţinute prin metoda turnării în cutii de miez metalice preîncălzite în prealabil şi prin metoda clasică, folosindu-se lianţii obişnuiţi.

La ambele tipuri de miezuri s-au folosit ca materiale solubile : clorura de sodiu, sulfatul de sodiu şi carbonatul de sodiu, singure sau amestecate între ele, în diferite proporţii.

În tabelul 1 se prezintă granulaţia sărurilor solubile întrebuinţate.

Tabelul 1

Nr. crt.	Produsul	% proporţii pe sita nr.						mm
		1	0,6	0,32	0,2	0,1	0,006	tavă
1.	ClNa	8	9	25	11	20	17	10
2.	CO_3Na_2	—	1,0	8	14	52	24	1
3.	SO_4Na_2	—	—	—	18	20	53	9

În tabelul 2 se prezintă principalele proprietăţi fizice ale sărurilor folosite, care prezintă importanţă din punct de vedere al preparării amestecurilor de miez, utilizate la confecţionarea miezurilor solubile în apă.

Tabelul 2

Nr. crt.	Produsul	Densitatea, g/cm²	Punctul de topire, °C	Punctul de fierbere, °C
1.	ClNa	2,16	801	1 440
2.	CO_3Na_2	2,51	851	desc.
3.	SO_4Na_2	1,46	884	—

S-au obţinut miezuri solubile prin topirea următoarelor compoziţii la temperaturi între 800 şi 830°C şi turnarea amestecurilor în cutii de miez încălzite în prealabil la 300°C (tabelul 3).

În tabelul 3 se prezintă compoziţiile încercate şi rezistenţele la compresiune şi tracţiune ale epruvetelor (obţinute prin turnarea compoziţiilor).

Tabelul 3

Nr. crt.	Compoziţie	Rezistenţă la		Higroscopicitate, %
		compresiune, daN/cm²	tracţiune, daN/cm²	
1.	ClNa	150	28	0,8
2.	$ClNa + CO_3Na_2$	165	31	0,8
3.	$CO_3Na_2 + SO_4Na_2$	160	29	0,6
4.	$ClNa + SO_4Na_2$	190	35	0,5
5.	$ClNa + SO_4Na_2 + CO_3Na_2$	160	30	0,7

Miezurile şi probele obţinute nu au avut permeabilitate.

Probele au fost amestecate şi mojarate şi apoi introduse în creuzete de porţelan şi topite în cuptor electric.

Amestecurile s-au topit la 800—830°C şi s-au încălzit în continuare pînă la 900°C, înainte de a fi turnate în cutiile de miez.

Tabelul 4

Nr. crt.	Compoziția miezului	Liantul folosit	Proporția liantului, %	Metoda de întărire	Rezistența la compresiune	Rezistența la tracțiune
1	$ClNa_2$ 60% CO_3Na_2 31%	silicat de Na	9	în suflare CO_2	20	2,8
2	ClNa60% SO_4Na_2 31%	silicat de Na	9	CO_2	23	3,1
3	NaCl 60% SO_4Na_2 31%	covasil	9	CO_2	23	3,2
4	NaCl 60% CO_3Na_2 33%	dextrină apă ulei	3 2 2	uscare 220°C, 4 h	25	3,9
5	NaCl 60% SO_4Na_2 33%	dextrină apă ulei in	3 2 2	uscare 220°C, 4 h	28	4,5
6	ClNa	silicat de sodiu	7	CO_2	19	2,5
7	ClNa	covasil	10	CO_2	26	3,2
8	ClNa	silicat de sodiu	11	CO_2	24	3
9	ClNa 45% CO_3Na_2 45%	covasil	10	CO_2	22	2,8
10	ClNa 50% CO_3Na_2 50%	rășină furanică	3	întăritor 1% ABS	26	3,6
11	ClNa 50% SO_4Na_2 50%	"	3	"	28	3,8
12	ClNa	"	3	"	28	4
13	ClNa	dextrină ulei de in	3 2	uscare la 220°C	28	3,7
14	ClNa 46% Nisip cuarțos 46%	silicat de sodiu	8	CO_2	24	3,1

Cele mai bune rezultate au fost obținute prin utilizarea unui amestec din clorură de sodiu și sulfat de sodiu (nr. *4* în tabelul 3). Acest amestec a condus la probe cu rezistență corespunzătoare și o higroscopicitate foarte redusă. Probele cu carbonat de sodiu au prezentat fisuri la răcire și rezistențe mai mici.

S-au turnat diferite miezuri în greutate de 40—120 g, care au fost utilizate la turnarea unor piese de aluminiu.

Suprafața pieselor a fost corespunzătoare, iar miezurile s-au îndepărtat ușor prin tratarea cu un jet de apă sub presiune.

b) Majoritatea încercărilor efectuate s-au axat pe obținerea unor miezuri permeabile, prin folosirea unor săruri (amestec de săruri) cu granulație aleasă, care au fost amestecate cu diferiți lianți.

Experimentările efectuate sînt arătate în tabelul 4.

Miezurile au prezentat permeabilități diferite în funcție de granulația sărurilor folosite și de cantitatea de liant introdusă. Permeabilitățile s-au cifrat la valorile de 20—150 $cm^3/cm^2/min$.

Dintre rețetele încercate, cele mai bune rezultate s-au obținut prin folosirea compozițiilor indicate la nr. *3*, *5*, *12* din tabelul 4.

Cu aceste compoziții s-au confecționat miezuri care au avut greutatea de 0,1—4,5 kg și au fost utilizate la turnarea unor rotoare pentru cutii de viteze, pentru convertizoare hidraulice, capace colectoare pentru motoare și alte piese din aliaje de aluminiu.

Miezurile au fost îndepărtate din piese ușor, prin tratare cu apă sub presiune.

Suprafețele pieselor au fost corespunzătoare. Încercările efectuate au demonstrat posibilitatea de a se obține piese din aliaje de aluminiu cu dezbatere foarte ușoară prin utilizarea miezurilor solubile în apă.

BIBLIOGRAFIE

[1] Haiacova, C. Patent Japonez nr. 4943464. Referativnii Jurnal Mașinostroenie TOLP, 1978, 2G, p. 244.

[2] Vlasov, A. F. Patent U.R.S.S. nr. 596352/22—02, 1978.

[3] * * * Referativnii Jurnal Mașinostroenie TOLP, 1980, 5G, p. 324.

[4] Wise Zoe, P. *International ceramics promote new application for precision cores.* În : Foundry Trade Journal, 1978, 144, nr. 3131, p. 283—291.

[5] Sisoev, V. A., Scelol, A. Ja, Zaițev, I. D. și Buriac, L. H. Patent U.R.S.S., nr. 472742, 1973. Referativnii Jurnal Mașinostroenie TOLP, 1980, 5G, p. 250.

[6] * * * Referativnii Jurnal Mașinostroenie TOLP, 1980, 5G, p, 324.

[7] Obolențev, F. D., Saitov, V. I. și Iasiucov, V. V. Patent U.R.S.S. nr. 536004, 25.XI.1976.

[8] * * * Referativnii Jurnal Mașinostroenie TOLP, 1974, 5G, p. 225.

[9] Koike, K. În : Imono Journal Jap. Foundrymen, nr. 5, 1978, p. 293—299 și Referativnii Jurnal Mașinostroenie TOLP, 1978, 12G, p. 4118.

Dr. ing. I. Riposan și ing. F. Kelemen
Institutul politehnic — București

Comportarea la oxidare a fontelor cenușii, utilizate la turnarea lingotierelor mari (16—25 t)

CZ : 669.162.275.144

Oxidarea fontelor în timpul utilizării lingotierei. În timpul utilizării lor, lingotierele sînt solicitate termic, încălzindu-se pînă la temperaturi de 700—900°C. Deoarece au loc încălziri și răciri repetate, fonta este supusă unei oboseli termice, care poate provoca apariția unor fisuri (crăpături) longitudinale și transversale în peretele lingotierei.

În același timp, datorită mediului oxidant și temperaturilor ridicate, are loc o oxidare a suprafeței active a lingotierei, avînd ca rezultat apariția unei rețele de arsuri ce înrăutățește calitatea lingoului.

Grafitul lamelar, prezent în structura fontei, favorizează pătrunderea oxigenului și deci oxidarea masei metalice [1], [2].

Analiza efectuată pe mai multe lingotiere, după scoaterea lor din exploatare, permite cîteva considerații privind comportarea la oxidare a acestora *.

În unele cazuri, lingotierele sînt scoase din uz datorită apariției de fisuri, înainte de oxidarea acestora. Astfel, lingotierele a căror structură este prezentată în figura 1 nu prezintă urme de oxizi. Deși grafitul este sub formă lamelară liniară, de dimensiuni mari (tab. 1), nu constituie căi de pătrundere a agentului oxidant.

Suprafața activă a lingotierei poate prezenta însă și un grad ridicat de oxidare (fig. 2). Masa metalică este oxidată în jurul tuturor separărilor de grafit, suprafața oxidată putînd varia în limite foarte largi (sub. 10% la lingotiera nr. 6159 sau peste 40% la lingotiera nr. 5228).

Oxidarea fontei pe adîncimea peretelui lingotierei este favorizată de cantitatea mare de grafit (G_6G_{10}—STAS 6905—76), precum și de dimensiunile mari ale lamelelor de grafit (>250 µm, Gl_7).

Tendința de aglomerare a lamelelor de grafit favorizează crearea unui drum continuu al oxigenului în masa fontei, precum și creșterea suprafeței masei metalice oxidate, această caracteristică fiind valabilă pentru toate lingotierele analizate și care au prezentat rețea de arsuri.

Porțiunile în care grafitul este uniform repartizat în structură și nu prezintă zone de contact a lamelelor între ele prezintă o tendință mai scăzută de oxidare a masei metalice, decît în cazul în care acestea prezintă aglomerări, la aceleași lingotiere (fig. 3).

Condiții de experimentare. Din fontele utilizate în mod curent la turnarea lingotierelor au fost turnate, în forme din amestec de formare, probe cu dimensiunile Ø 20 × 120 mm, din care au fost prelevate probe pentru determinarea capacității de oxidare (Ø 20 × 15 mm).

Compoziția chimică a fontelor utilizate la experimentări este prezentată în tabelul 2.

Încercările la oxidare au fost efectuate într-un cuptor electric, cu bare de silită, probele fiind supuse unor cicluri de încălzire-răcire : încălzire

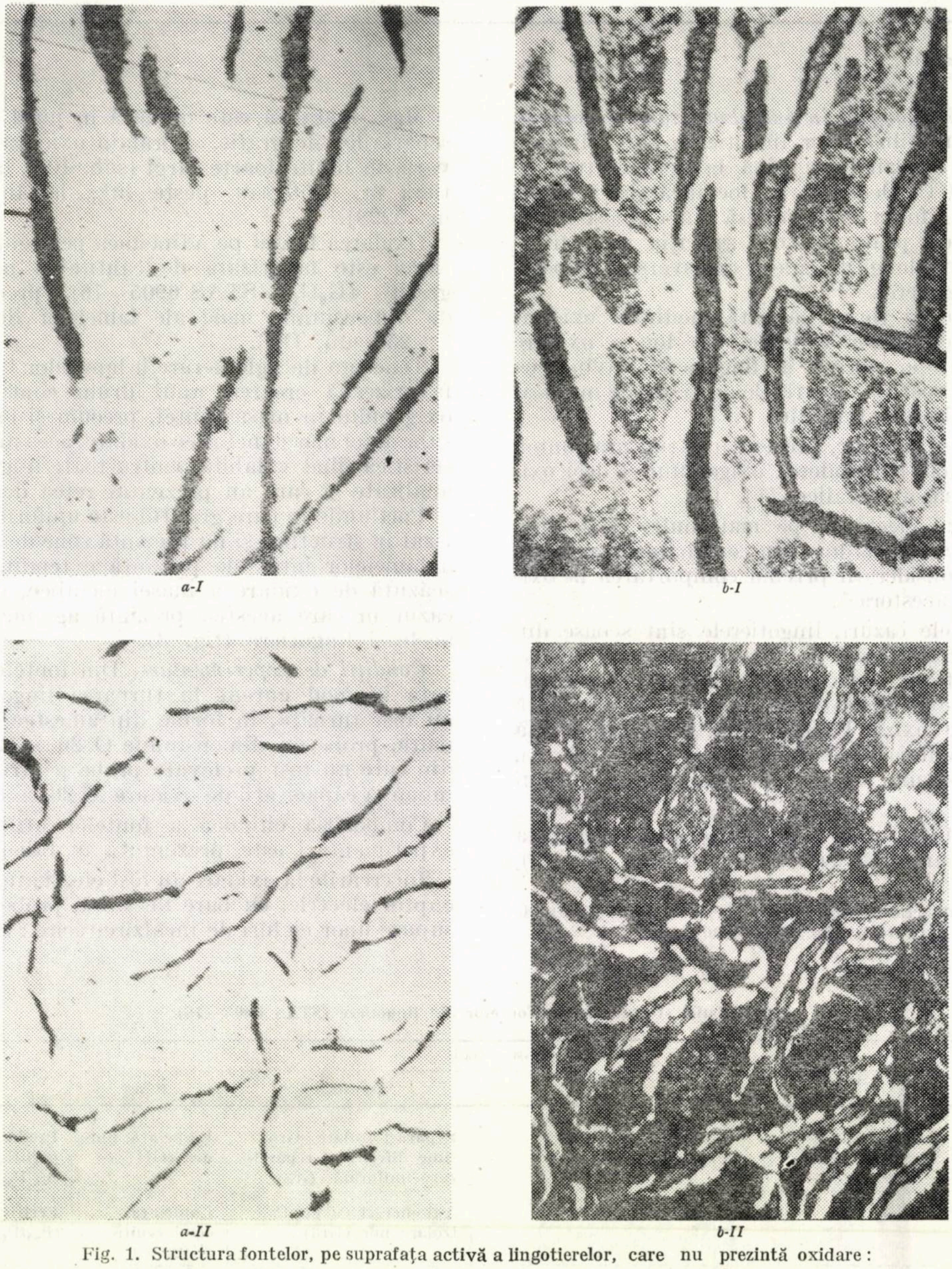
Tabelul 1

Caracteristici structurale ale fontelor din lingotiere (STAS 6905—76)

Nr. ling.	Caracteristici grafit				Masa metalică
	Suprafață, %	Lungime, µm	Repartizare	Formă	
6213	5—8(G_6)	125—250 (Gl6)	Separări izolate. Grosime diferită și repartizare uniformă (Gr2)	Lamelară, liniară (Gf1)	Predominant perlitică (F_8/P_{92})
5228	5—8(G_6)	250—500(Gl7)	Aglomerări cu grad de izolare mic (Gr3)	Lamelară, semiarcuită (Gf2)	Feritică (F_{90}/P_{10})
6159	8—12(G_{10})	250—500(Gl7)	Aglomerări cu grad de izolare mic (Gr3)	Lamelară, semiarcuită (Gf2)	Feritică (F_{90}/P_{10})
5102	5—8(G_6)	> 500(Gl8)	Separări izolate. Grosime și repartizare uniformă (Gr1)	Lamelară, liniară (Gf1)	Perlitoferitică (F_{20}/P_{80})

---

* Microstructurile și turnarea probelor au fost realizate de către ing. I. Harbuz și ing. V. Stoian.


a-I

b-I

a-II

b-II

Fig. 1. Structura fontelor, pe suprafaţa activă a lingotierelor, care nu prezintă oxidare :
I – lingotiera nr. 5102; II – lingotiera nr. 6213; a – neatacate; b – atac Nital 2%; mărire 100 : 1

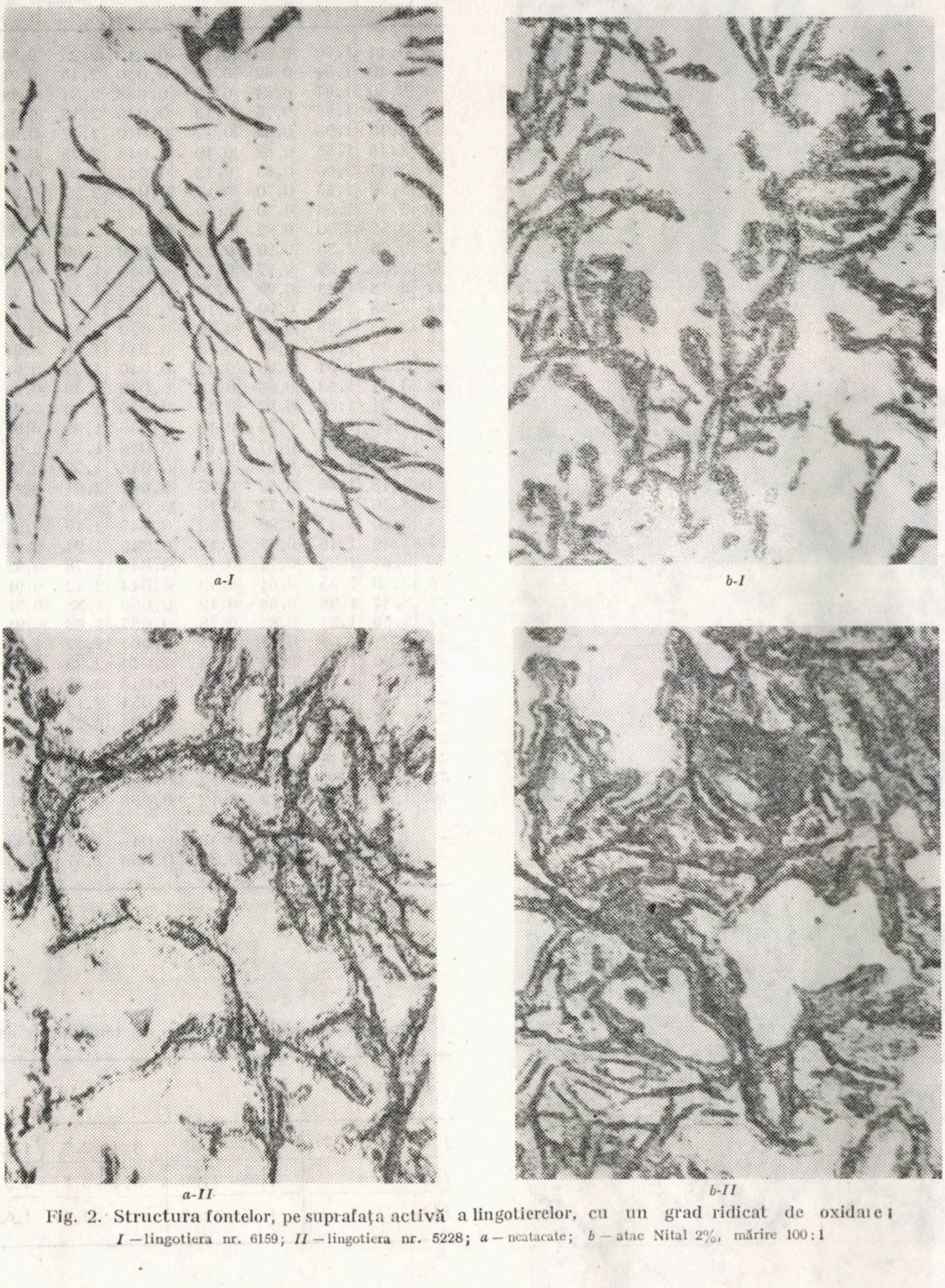
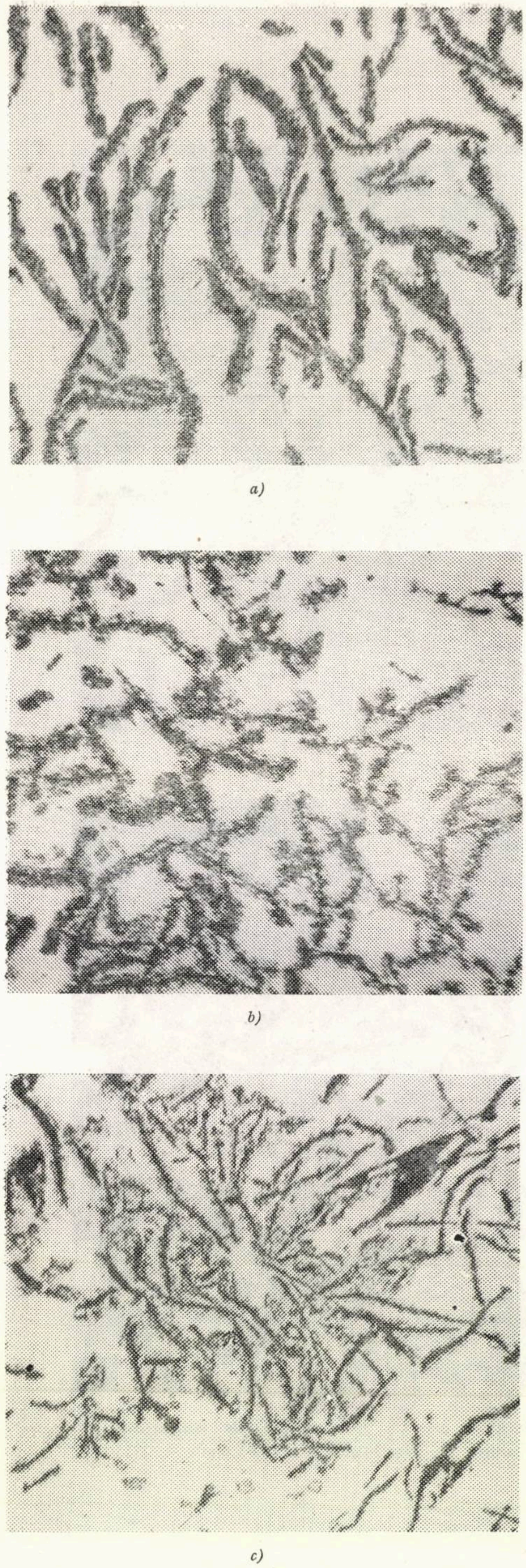


Fig. 2. Structura fontelor, pe suprafaţa activă a lingotierelor, cu un grad ridicat de oxidare;
I – lingotiera nr. 6159; *II* – lingotiera nr. 5228; *a* – neatacate; *b* – atac Nital 2%, mărire 100 : 1



a)

b)

c)

Fig. 3. Structura fontei din lingotiera nr. 6391. (Neatacată, mărire 100 : 1)

Tabelul 2

Compoziţia chimică a fontelor utilizate la experimentări

Nr. probă	Compoziţia chimică, %					Si/Mn	S_C	ΔG_5*, %
	C	Si	Mn	P	S			
1	3,44	1,80	0,80	0,12	0,043	2,25	0,95	1,3674
2	3,40	1,54	0,62	0,11	0,040	2,48	0,91	1,2121
3	3,50	1,97	0,84	0,12	0,058	2,34	0,98	1,3941
4	3,40	1,66	0,76	0,13	0,045	2,18	0,93	1,6466
5	3,40	1,98	0,93	0,12	0,040	2,12	0,95	1,4466
6	3,46	1,85	0,82	0,10	0,044	2,25	0,95	1,5511
7	3,47	2,00	0,85	0,12	0,043	2,35	0,97	1,6809
8	3,50	1,66	0,70	0,11	0,046	2,37	0,95	1,4515
0	3,40	1,56	0,70	0,10	0,042	2,22	0,91	1,7224
11	3,57	2,00	0,82	0,14	0,042	2,43	1,00	1,3510
12	3,50	1,35	0,90	0,13	0,040	1,50	0,92	1,2253
13	3,55	1,29	0,97	0,12	0,045	1,32	0,93	1,3642
14	3,48	1,43	0,90	0,20	0,042	1,58	0,93	1,5420
15	3,58	1,42	0,90	0,16	0,042	1,57	0,96	1,6535
16	3,55	1,65	0,76	0,13	0,050	2,17	0,92	1,8568
17	3,53	1,47	0,87	0,13	0,044	1,68	0,94	1,6336
18	3,50	1,54	0,90	0,13	0,040	1,71	0,94	1,3167
19	3,41	1,63	0,66	0,13	0,040	2,46	0,93	1,5466
20	3,51	1,50	0,87	0,14	0,046	1,72	0,94	1,6971
21	3,58	1,42	0,89	0,13	0,055	1,59	0,95	1,6949
22	3,41	1,50	0,87	0,14	0,046	1,72	0,94	1,7458
23	3,44	1,44	0,94	0,13	0,044	1,53	0,91	1,9323
24	3,48	1,65	0,82	0,13	0,042	2,01	0,94	1,4218
25	3,40	1,60	0,73	0,13	0,055	2,19	0,92	1,3289
26	3,40	1,47	0,60	0,13	0,045	2,45	0,91	2,0245
27	3,40	1,46	0,75	0,12	0,045	1,94	0,90	2,0619
28	3,61	1,32	0,74	0,16	0,046	1,78	0,95	1,5963
29	3,40	1,55	0,64	0,13	0,044	2,42	0,91	1,6464
30	3,47	1,28	0,68	0,12	0,056	1,88	0,91	1,3484
31	3,56	1,34	0,82	0,18	0,057	1,63	0,94	1,4510
32	3,71	1,57	0,61	0,15	0,061	2,57	1,00	1,6802
33	3,60	1,51	0,64	0,14	0,044	2,35	0,97	1,6135
34	3,52	1,50	0,60	0,14	0,048	2,50	0,95	2,0235
35	3,70	1,35	0,63	0,15	0,051	2,14	0,95	1,9725
36	3,56	1,52	0,68	0,13	0,054	2,23	0,96	1,3275
37	3,40	1,63	0,83	0,13	0,054	1,96	0,92	1,2939
38	3,70	1,35	0,63	0,15	0,051	2,14	0,95	1,7735
39	3,50	1,62	0,71	0,12	0,048	2,28	0,95	1,6303
40	3,50	1,67	0,79	0,12	0,058	2,11	0,95	1,4127
—	3,4—3,76	1,28—2,00	0,60—0,97	0,10—0,20	0,04—0,065	1,32—2,57	0,90—1,0	1,20—2,10

* Creşterile în greutate după 5 cicluri de oxidare

Tabelul 3

Gruparea fontelor, în funcţie de tendinţa de oxidare

Grupa de fonte	ΔG_5, %	C, %	Si, %
I	1,85—2,08	3,4—3,7	1,35—1,50
II	1,55—1,80	3,4—3,7	1,35—2,0
III	1,25—1,55	3,4—3,56	1,65—2,0

în cuptor, timp de 1,5 h, pînă la 700°C, la care au fost menţinute timp de 4 h ; răcirea a avut loc în cuptor, timp de 18,5 h. Durata totală a unui ciclu este de 24 h.

Tendința de oxidare a fontelor a fost exprimată prin creșterile în greutate a probelor:

$$\Delta G = \frac{G_f - G_i}{G_i} \times 100 \ [\%] \qquad (1)$$

în care:

ΔG este creșterea în greutate, datorită oxidării, %;

G_f și G_i – greutatea finală și respectiv inițială a probelor, g.

Creșterile în greutate au fost determinate după fiecare ciclu de oxidare.

Rezultate obținute. Creșterile în greutate ale probelor, pe parcursul a 5 cicluri de oxidare, sînt prezentate în figura 4.

O solicitare mai scăzută la oxidare (ciclurile 1, 2) nu permite o departajare netă a fontelor utilizate la experimentări. Diferențe sensibile apar numai la solicitări mai mari, respectiv după 4–5 cicluri de oxidare.

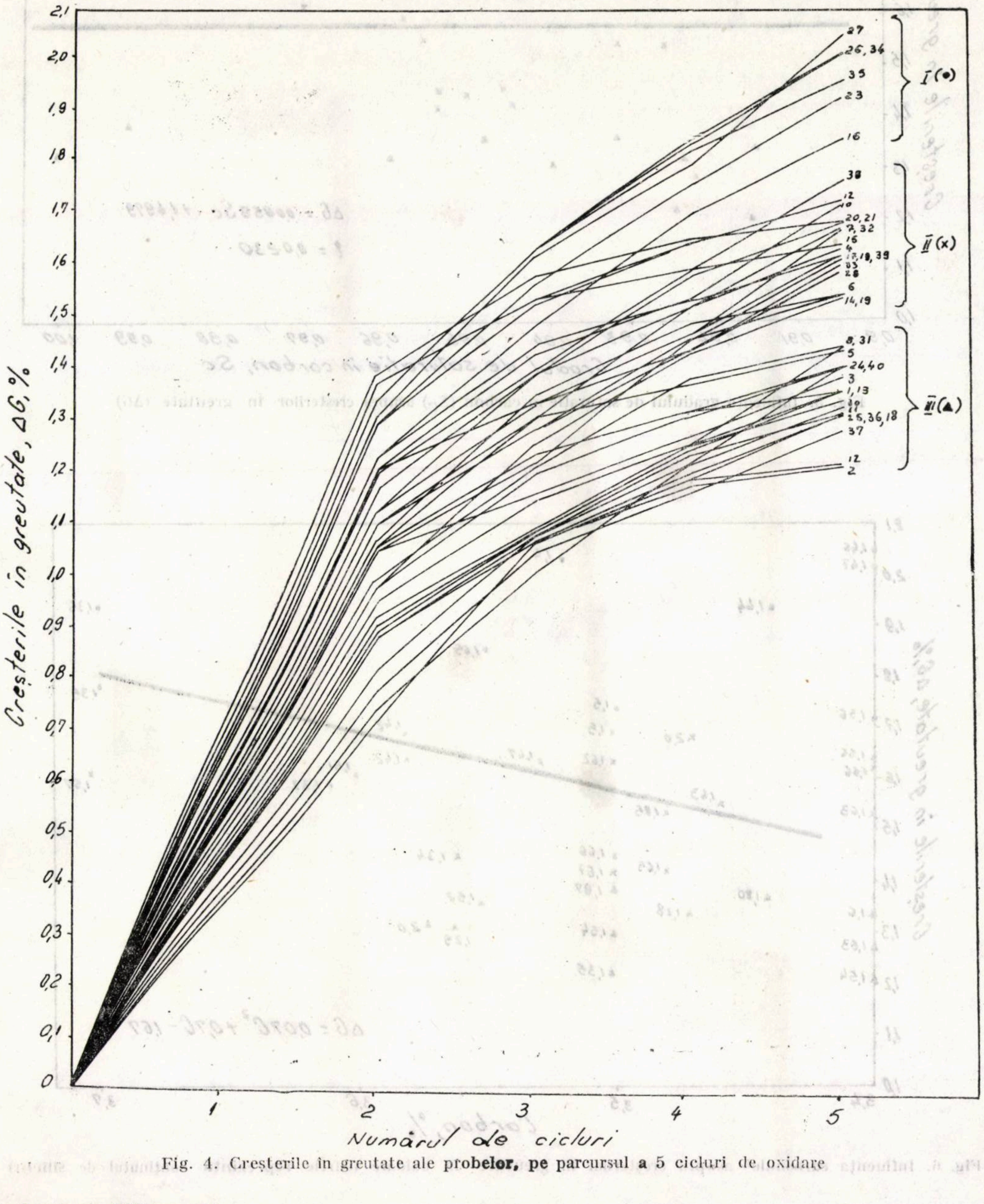


Fig. 4. Creșterile în greutate ale probelor, pe parcursul a 5 cicluri de oxidare

56

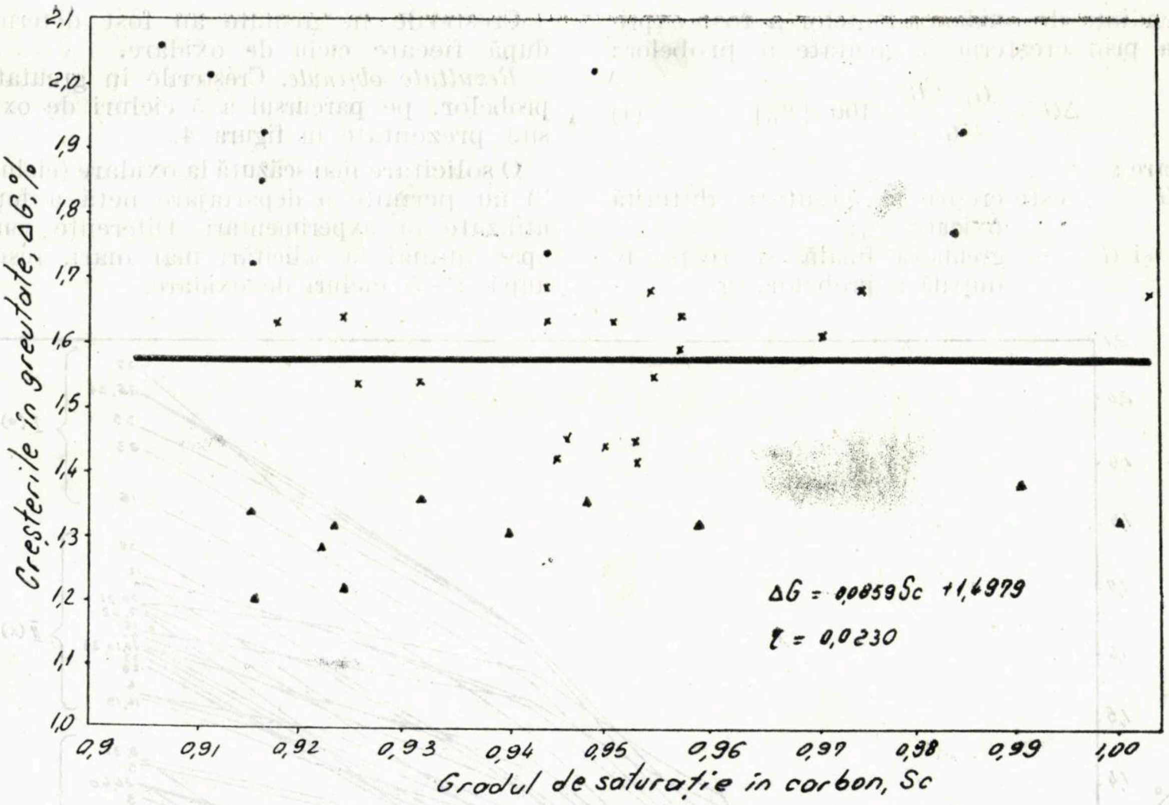


Fig. 5. Influenţa gradului de saturaţie în carbon (S_C) asupra creşterilor în greutate (ΔG)

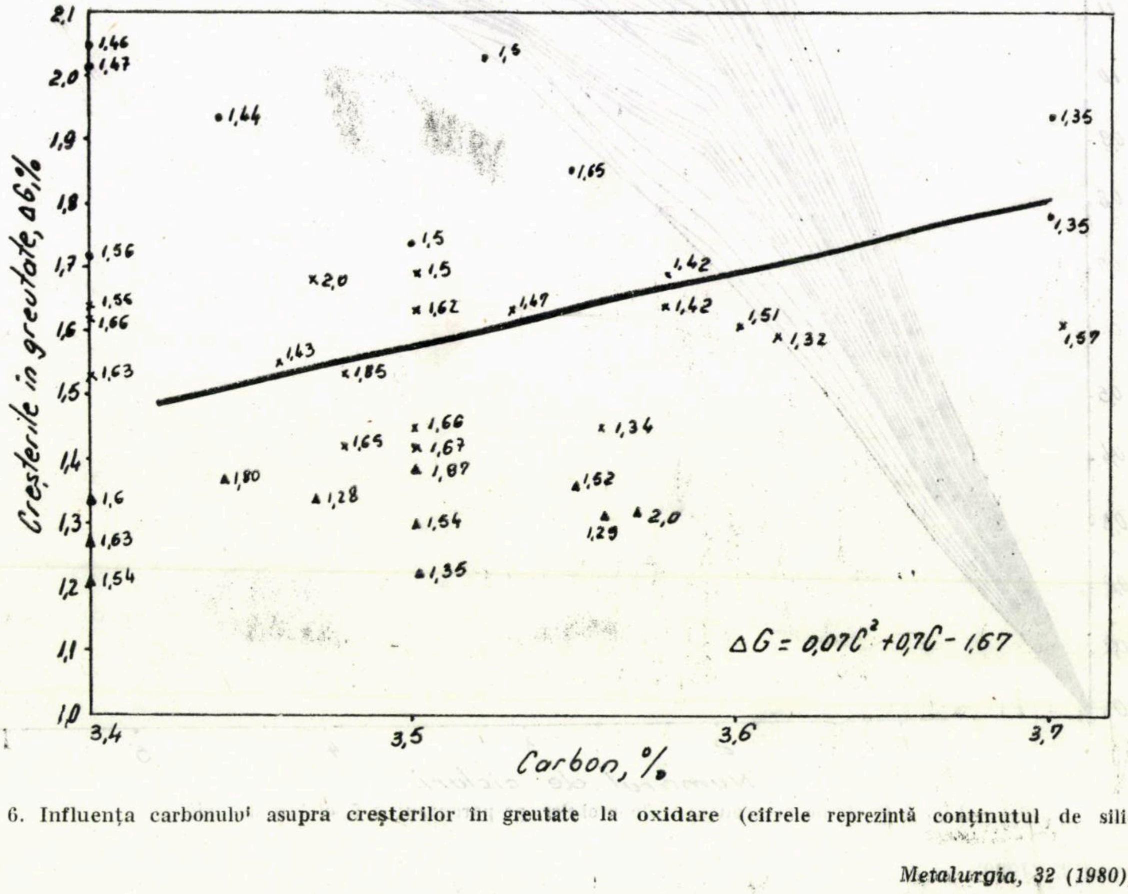


Fig. 6. Influenţa carbonului asupra creşterilor în greutate la oxidare (cifrele reprezintă conţinutul de siliciu)

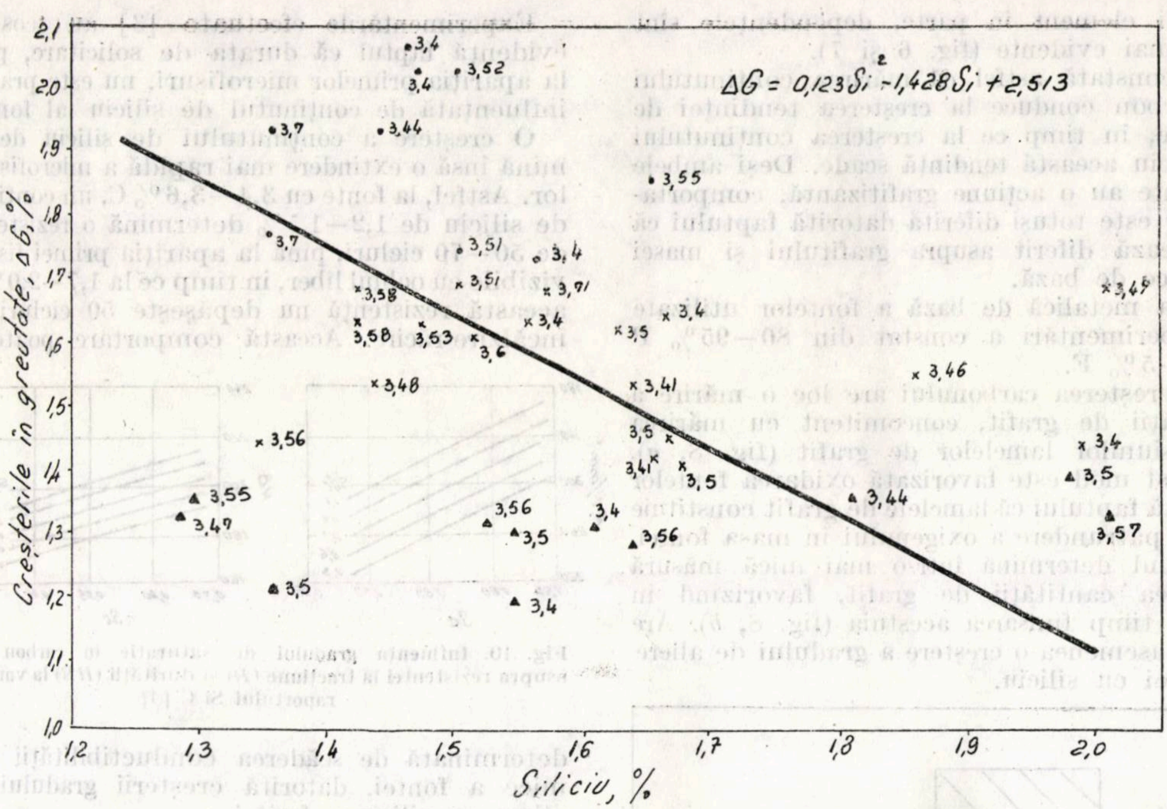
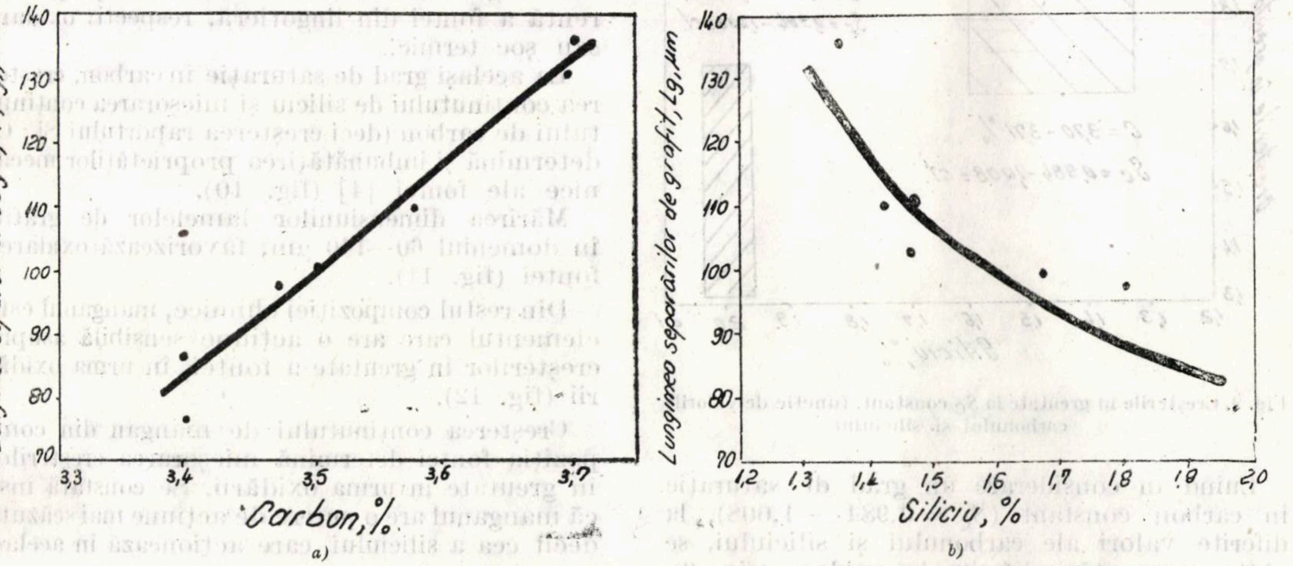


Fig. 7. Influența siliciului asupra creșterilor în greutate la oxidare (cifrele reprezintă conținutul de carbon)



a) b)

Fig. 8. Influența carbonului (a) și a siliciului (b) asupra mărimii lamelelor de grafit

După 5 cicluri de oxidare se remarcă o împărțire a fontelor în trei grupe (tab. 3).

Avînd în vedere aceste diferențe în comportare, au fost urmărite cauzele care au condus la oxidări diferite. În acest scop, a fost urmărită legătura dintre comportarea la oxidare a fontelor și compoziția acestora, luînd în considerare creșterile în greutate după 5 cicluri de oxidare.

Gradul de saturație în carbon ($S_C = 0,9—1,0$), care reunește acțiunea elementelor din compoziția de bază a fontei, nu are o influență sesizabilă asupra tendinței de oxidare a acesteia, în intervalul de valori considerat (fig. 5).

Avînd în vedere faptul că gradul de saturație în carbon al fontei depinde în principal de valorile carbonului și siliciului, a fost urmărită acțiunea celor două elemente. Luînd în considerare suma (C + Si), rezultatele obținute sînt neconcludente. Urmărind însă influența fiecărui element în parte, dependențele sînt mult mai evidente (fig. 6 și 7).

Se constată astfel că mărirea conținutului de carbon conduce la creșterea tendinței de oxidare, în timp ce la creșterea conținutului de siliciu această tendință scade. Deși ambele elemente au o acțiune grafitizantă, comportarea lor este totuși diferită datorită faptului că acționează diferit asupra grafitului și masei metalice de bază.

Masa metalică de bază a fontelor utilizate la experimentări a constat din 80–95% P și 20–5% F.

La creșterea carbonului are loc o mărire a cantității de grafit, concomitent cu mărirea dimensiunilor lamelelor de grafit (fig. 8, *a*). În acest mod este favorizată oxidarea fontelor datorită faptului că lamelele de grafit constituie căi de pătrundere a oxigenului în masa fontei.

Siliciul determină într-o mai mică măsură creșterea cantității de grafit, favorizînd în același timp finisarea acestuia (fig. 8, *b*). Are loc de asemenea o creștere a gradului de aliere a feritei cu siliciu.

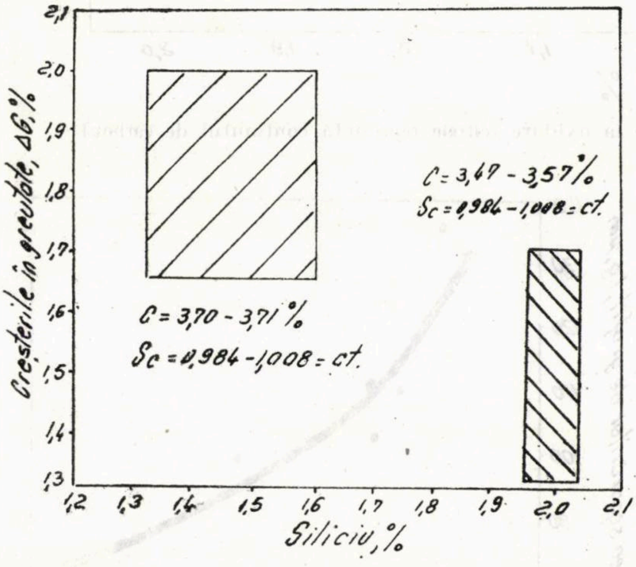


Fig. 9. Creșterile în greutate la S_C constant, funcție de valorile carbonului și siliciului

Luînd în considerare un grad de saturație în carbon constant ($S_C = 0{,}984 - 1{,}008$), la diferite valori ale carbonului și siliciului, se obțin comportări diferite la oxidare (fig. 9).

În cazul în care pentru a obține același grad de saturație în carbon siliciul este ridicat (1,97–2,0%), iar carbonul scăzut (3,47–3,57%), creșterile în greutate sînt mai scăzute (1,3–1,7%) decît în cazul în care carbonul este ridicat (3,70–3,71%), iar siliciul scăzut (1,35–1,57%).

Avînd în vedere faptul că lingotierele sînt solicitate și la șoc termic, trebuie să se ia în considerare și acțiunea siliciului în această privință.

Experimentările efectuate [3] au scos în evidență faptul că durata de solicitare, pînă la apariția primelor microfisuri, nu este practic influențată de conținutul de siliciu al fontei.

O creștere a conținutului de siliciu determină însă o extindere mai rapidă a microfisurilor. Astfel, la fonte cu 3,4–3,6% C, un conținut de siliciu de 1,2–1,5% determină o rezistență de 50–70 cicluri, pînă la apariția primei fisuri, vizibile cu ochiul liber, în timp ce la 1,7–2,0%Si această rezistență nu depășește 50 cicluri de încălzire-răcire. Această comportare poate fi determinată de scăderea conductibilității termice a fontei, datorită creșterii gradului de aliere cu siliciu a feritei.

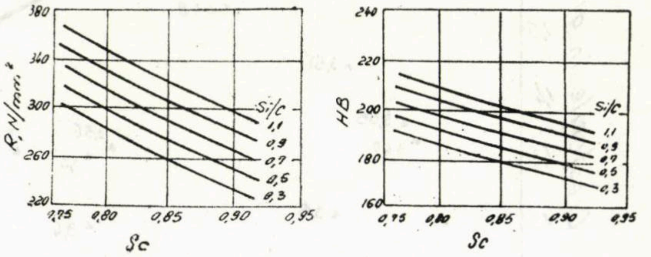


Fig. 10. Influența gradului de saturație în carbon (S_C) asupra rezistenței la tracțiune (R) și durității (HB) la variația raportului Si/C [4]

Rezultă deci că raportul siliciu-carbon trebuie reglat în funcție de solicitarea preponderentă a fontei din lingotieră, respectiv oxidare sau șoc termic.

La același grad de saturație în carbon, creșterea conținutului de siliciu și micșorarea conținutului de carbon (deci creșterea raportului Si : C) determină și îmbunătățirea proprietăților mecanice ale fontei [4] (fig. 10).

Mărirea dimensiunilor lamelelor de grafit, în domeniul 60–140 μm, favorizează oxidarea fontei (fig. 11).

Din restul compoziției chimice, manganul este elementul care are o acțiune sensibilă asupra creșterilor în greutate a fontei, în urma oxidării (fig. 12).

Creșterea conținutului de mangan din compoziția fontei determină micșorarea creșterilor în greutate în urma oxidării. Se constată însă că manganul are o putere de acțiune mai scăzută decît cea a siliciului, care acționează în același sens.

Urmărind o dependență neliniară între creșterile în greutate și conținutul de mangan, se obține:

$$\Delta G = 1{,}034 + 1{,}94\ \text{Mn} - 1{,}5 \cdot \text{Mn}^2 \qquad (2)$$

$$R\Delta G\text{–Mn} = 0{,}727$$

Rezultă deci că tendința de oxidare este influențată diferit de domenii diferite de valori ale manganului. Astfel, valorile maxime ale creşterilor în greutate se înregistrează la 0,55–0,65 % Mn, în timp ce valorile minime, la 0,9–1,0 % Mn.

La compoziţia chimică dată (tab. 2), influenţele sulfului (0,04 – 0,06 %) şi fosforului (0,1–0,2 %) sînt neconcludente, acţiunea celor două elemente fiind acoperită de cea a celorlalte elemente (C, Si, Mn).

La conţinuturile date de sulf, conţinutul minim de mangan, ce anulează efectul fragilizant al acestui element, este realizat în compoziţia fontei:

$$[\mathrm{Mn}]_{min} = 1{,}7[\mathrm{S}] + (0{,}2-0{,}3)\ [\%] \qquad (3)$$

$$[\mathrm{Mn}]_{min} = 0{,}3-0{,}4\,\% < 0{,}6-0{,}97\,\%\ (\text{tab. } 2)$$

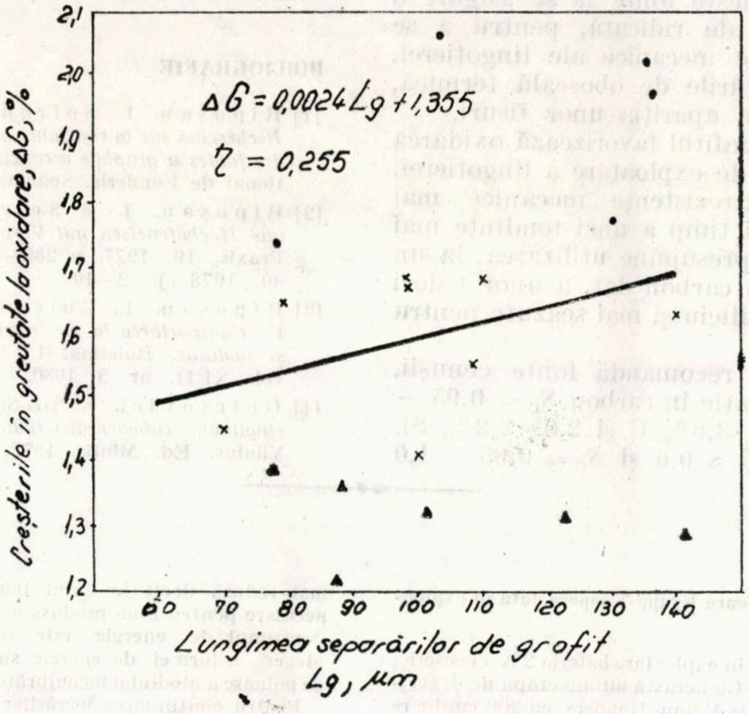


Fig. 11. Influenţa mărimii separărilor de grafit asupra oxidării fontei

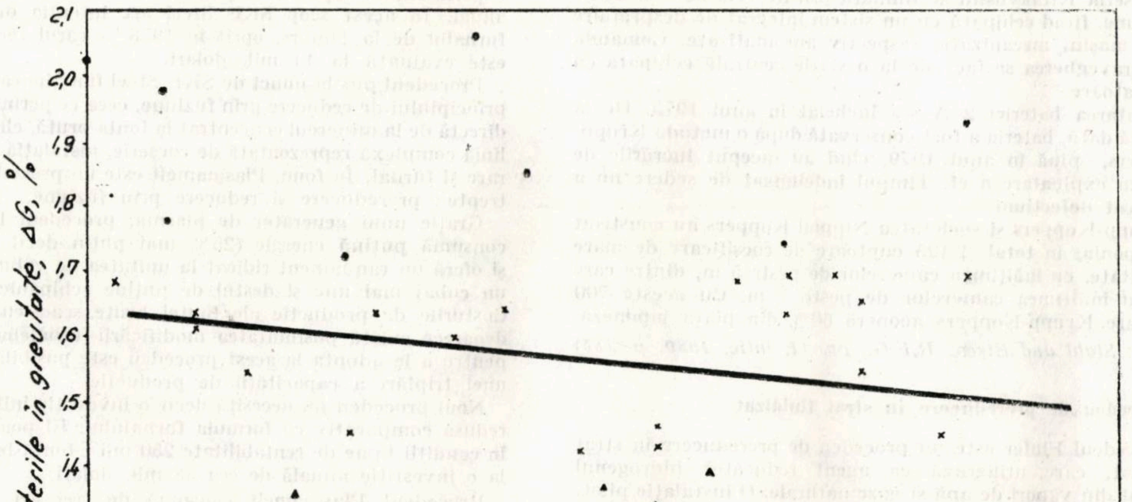


Fig. 12. Influenţa manganului asupra creşterii în greutate a fontelor la oxidare

Concluzii

La turnarea lingotierelor este necesară o fontă cu un grad de saturaţie în carbon ridicat ($S_C = 0{,}9 - 1{,}0$), pentru a asigura o viteză ridicată de transmisie a căldurii la răcirea lingoului de oţel.

Este necesar însă ca la cantitatea mare de grafit prezent în aceste fonte să se asigure o rezistenţă suficient de ridicată, pentru a se rezista la solicitările mecanice ale lingotierei, precum şi la solicitările de oboseală termică, care pot conduce la apariţia unor fisuri.

În acelaşi timp, grafitul favorizează oxidarea fontei, în condiţiile de exploatare a lingotierei.

Realizarea unor rezistenţe mecanice mai ridicate şi în acelaşi timp a unei tendinţe mai scăzute de oxidare presupune utilizarea, la un grad de saturaţie în carbon dat, a unor valori mai ridicate pentru siliciu şi mai scăzute pentru carbon.

În acest sens se recomandă fonte cenuşii, cu un grad de saturaţie în carbon $S_C = 0{,}95 - 1{,}0$, obţinut la 3,4–3,6% C şi 2,0–2,2% Si. La un raport Si : C $\approx$ 0,6 şi $S_C = 0{,}95 - 1{,}0$ aceste fonte posedă o rezistenţă la tracţiune de 200–230 N/mm^2 (FC 200).

În cazul în care solicitările la oboseală termică sînt accentuate, se impune scăderea conţinutului de siliciu sub 2,0%.

Distribuţia neuniformă a grafitului, cu aglomerări şi zone de contact între lamele, favorizează oxidarea masei metalice a fontei.

BIBLIOGRAFIE

[1] Riposan, I., Sofroni, L. şi Chişamera, M. *Recherches sur la résistance a l'oxydation au choc thermique des fontes a graphite vermiculaire.* 46ème Congres International de Fonderie, Spania, Madrid, 1979, R. 38, p. 12.

[2] Riposan, I. şi Sofroni, L. *Stahlwerkskokillen aus Hochofeneisen mit Vermikulargraphit.* În : Giesserei-Praxis, 19, 1977, p. 289–294. În : Expres-Informaţiia, 40, 1978, p. 2–10.

[3] Riposan, I., Chişamera, M. şi Kelemen, F. *Comportarea la şoc termic a fontelor cu grafit lamelar şi nodular.* Buletinul I.P.B., Seria Chimie-Metalurgie, vol. XLII, nr. 3, 1980.

[4] Ghirşovici, N. G. *Sravnitelnoe issledovanie svoistv ciugunov, vîplavlennîh v induktionnîh peciah i v vagrankah.* Vilnius, Ed. Mintis, 1972.

DOCUMENTARE

O nouă baterie de cocsificare Krupp-Koppers dată în exploatare

La 7 aprilie 1980 s-a dat în exploatare bateria 2 A a cocseriei Kitakyushu (Hibikinada). Cu această ultimă etapă de dezvoltare, cocseria de construcţie Krupp-Koppers, cu 200 cuptoare de cocsificare, a atins o capacitate de 2,4 mil. t cocs/an.

Cocseria Kitakyushu se numără printre cele mai moderne din lume, fiind echipată cu un sistem integrat de desprăfuire şi cu maşini mecanizate, respectiv automatizate. Comanda şi supravegherea se fac de la o staţie centrală echipată cu calculatoare.

Montarea bateriei 2 A s-a încheiat în anul 1975. De la această dată, bateria a fost conservată după o metodă Krupp-Koppers, pînă în anul 1979, cînd au început lucrările de dare în exploatare a ei. Timpul îndelungat de şedere nu a provocat defecţiuni.

Krupp-Koppers şi societatea Nippon-Koppers au construit în Japonia, în total, 1 425 cuptoare de cocsificare de mare capacitate, cu înălţimea camerelor de peste 5 m, dintre care 700 cu înălţimea camerelor de peste 7 m. Cu aceste 700 cuptoare Krupp-Koppers acoperă 60% din piaţa japoneză.

(În : *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 14, iulie, 1980, p. 785*)

Procedeu de prereducere în strat fluidizat

Procedeul Flufer este un procedeu de prereducere în strat fluidizat, care utilizează ca agent reducător hidrogenul obţinut din vapori de apă şi gaze naturale. O instalaţie pilot, exploatată în comun de Finsider şi Italimpianti, este în curs de montare la Piombino ; ea va produce 130 000 t/an. Brichetele prereduse vor fi utilizate la uzinele Terni şi Dalmine. Demararea este prevăzută pentru sfîrşitul anului 1981.

(În : *Revue de Métallurgie – C.I.T., Franţa, nr. 6, 1980, p. 553*)

Procedeul suedez Plasmamelt

Plasmamelt este denumirea dată de SKF Steel noului procedeu de elaborare a fontei brute, care permite reducerea costurilor de producţie şi funcţionarea economică la o scară mai redusă decît în cazul tehnicii cu furnal. Investiţiile necesare pentru tona produsă anual sînt de trei ori mai mici, consumul de energie este mai mic, posibilităţile de alegere a formei de energie sînt mai mari, iar problemele de poluare a mediului înconjurător prezintă o scădere evidentă.

Pentru continuarea lucrărilor de dezvoltare a procedeului Plasmamelt la scară industrială este necesară o instalaţie experimentală capabilă să producă 50–60 mii t fontă brută anual. În acest scop SKF Steel are intenţia de a utiliza furnalul de la Hofors, oprit în 1978, a cărui reconversiune este evaluată la 14 mil. dolari.

Procedeul pus la punct de SKF Steel funcţionează conform principiului de reducere prin fuziune, ceea ce permite trecerea directă de la minereul concentrat la fonta brută, eliminîndu-se linia complexă reprezentată de cocserie, instalaţia de aglomerare şi furnal. În fond, Plasmamelt este un procedeu în două trepte : prereducere şi reducere prin fuziune.

Graţie unui generator de plasmă, procedeul Plasmamelt consumă puţină energie (25% mai puţin decît un furnal) şi oferă un randament ridicat la unitatea de volum, necesită un cubaj mai mic şi destul de puţine echipamente anexe. Costurile de producţie ale fontei brute scad cu cca 20%, deoarece există posibilitatea modificării furnalelor existente, pentru a le adopta la acest procedeu este posibilă obţinerea unei triplări a capacităţii de producţie.

Noul procedeu nu necesită decît o investiţie iniţială foarte redusă comparativ cu formula furnalului. El poate produce în condiţii bune de rentabilitate 250 mii t fontă brută anual, la o investiţie anuală de cca 38 mil. dolari.

Procedeul Plasmamelt consumă de trei ori mai puţin combustibil fosil decît un furnal. Pe de altă parte nu necesită nici cocserie, nici instalaţie de aglomerare, ambele foarte poluante, şi nici o instalaţie de desulfurare a fontei. Cantitatea totală de gaze evacuate de o instalaţie Plasmamelt reprezintă doar 5% din cea produsă de o cocserie, o instalaţie de aglomerare şi un furnal luate împreună. Mai mult, aceste gaze au o compoziţie ce nu necesită spălarea, deci se elimină şi problema poluării apei. În fond, acest sistem funcţionează practic în circuit închis.

(În : *Revue de Métallurgie – C.I.T., Franţa, nr. 6, 1980, p. 553*)

Dr. ing. T. Dulămiță,
dr. ing. Simona Zamfir
Institutul politehnic — București
dr. ing. Ioana Groza
Universitatea din Brașov

Cercetări privind creșterea durabilității cochilelor pentru turnarea bronzurilor cu aluminiu

CZ : 621.74.043 : 669.2/.8

Datorită caracteristicilor mecanice ridicate, apropiate de ale oțelurilor la care se asociază proprietăți bune de rezistență la coroziune, conductibilitatea electrică și termică mare, proprietăți paramagnetice și lipsa scînteilor prin lovire, bronzurile cu aluminiu au devenit aliaje larg utilizate în industrie. Avantajelor tehnologice la turnarea în forme metalice (obținerea pieselor de dimensiuni reproductibile, la toleranțe dimensionale mai mici, cu suprafețe mai curate) li se adaugă caracteristicile mecanice superioare ale bronzurilor cu aluminiu turnate în cochile față de cele turnate în nisip, explicate prin obținerea unor piese cu granulație mai fină și prin scăderea proporției de fază γ_2 fragilă.

Temperaturile de turnare ale bronzurilor cu aluminiu sînt mult superioare turnării altor bronzuri : 1 090—1 200°C. Ca urmare, solicitarea termică a cochilelor este cu mult mai importantă decît la turnarea altor aliaje neferoase și din acest motiv se recomandă turnarea de la temperaturi cît mai joase posibil. Limitarea supraîncălzirii bronzurilor cu aluminiu este favorabilă pentru evitarea formării Al_2O_3 și dizolvării gazelor în aliajul lichid. Limitarea supraîncălzirii la turnare conduce la transcristalizare mai puțin dezvoltată, la formarea unei porozități interioare cu reducerea volumului cavității retasurii concentrate. Alegerea temperaturii de turnare este un compromis între limitarea tendinței de oxidare și dizolvare a gazelor în aliajul lichid și necesitatea de a obține o anumită compactitate a materialului. Pentru micșorarea șocului termic, cochilele se preîncălzesc înainte de turnare la 250—280°C. Căldura absorbită de cochilă la un anumit moment crește cînd cresc mărimea piesei turnate, grosimea peretelui formei, temperatura formei sau temperatura de turnare. Gradientul de temperatură maxim apare imediat după turnare și acesta este factorul decisiv care provoacă fisurarea formei metalice datorită oboselii termice a materialului. Este importantă și temperatura formei în ultimele etape ale solidificării, deoarece după eliminarea piesei turnate cochila se răcește pentru reluarea ciclului. Durabilitatea cochilelor se micșorează mult la prelungirea duratei de la turnare pînă la extragerea piesei turnate [3]. Cerințele impuse formelor metalice pentru turnare sînt următoarele :

— durabilitate în exploatare cît mai mare ;
— suprafață interioară cît mai netedă ;
— rezistență bună la variații mari de temperatură ;
— rezistență la oxidare la cald ;
— condiții ușoare de extragere a piesei turnate.

Alegerea materialului formei metalice ține seamă de cerințele de mai sus, care trebuie respectate în funcție de temperatura de turnare, mărimea piesei, forma geometrică, numărul de turnări și de cost. Recomandările din literatura de specialitate privind alegerea materialului cochilelor pentru turnarea aliajelor cu bază de cupru, în funcție de numărul de turnări și de mărimea piesei, sînt redate în tabelul 1.

Tabelul 1

Dimensiunea piesei turnate	Numărul de turnări		
	1 000	10 000	100 000
Piese mici	fontă cenușie	fontă cenușie	fontă cenușie aliată
Piese mari	fontă cenușie aliată	fontă cenușie aliată	fontă cenușie aliată

Deși bronzurile cu aluminiu sînt aliaje cu interval mic de solidificare, între diferitele tipuri de bronzuri studiate au apărut deosebiri de comportare la turnare. Din analiza termică a bronzurilor cu aluminiu CuAl10Fe3 și CuAl9Fe5Ni5 s-a constatat că pentru primul aliaj intervalul de solidificare este restrîns și situat la 1 000°C, iar pentru al doilea există un interval de solidificare între 1 000 și 1 130°C.

Drept un prim material folosit la confecționarea cochilelor pentru turnarea bronzurilor cu aluminiu s-a urmărit comportarea unei fonte cenușii Fc250 pentru turnarea unor piese de dimensiuni mari. Durabilitatea acestor forme s-a dovedit foarte mică — cîteva sute de turnări — dar micșorată și din cauza nerespectării unor prescripții tehnologice importante : detensionarea cochilelor după turnare, vopsirea repetată după un anumit număr de turnări, controlul materialului turnat. Aspectul unei cochile uzate după turnarea bronzurilor cu aluminiu indică crăpături longitudinale și transversale, erodări intense mai ales în zona de racordare a canalului de alimentare (fig. 1). În vederea

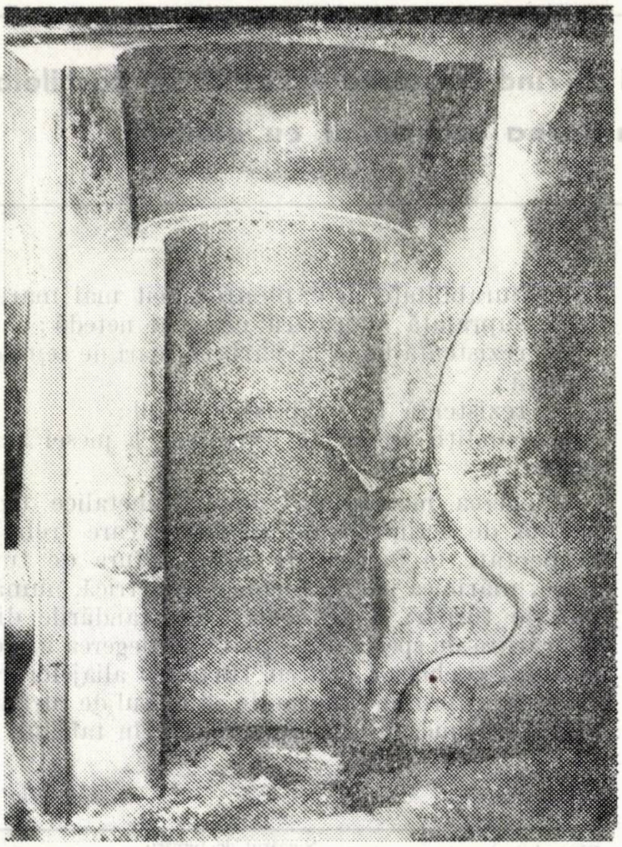


Fig. 1. Aspectul unei cochile scoase din uz

caracterizării structurale a materialului cochilei și pentru studierea modificărilor de structură care au condus la aspectele macroscopice din figura 1 s-au prelevat eșantioane metalografice din diferite zone pe înălțimea și în secțiunea cochilei, la diferite unghiuri față de planul de separație, din masa cochilei, din zona de alimentare și din zona nervurilor de răcire. Grafitul din fontă are forma lamelară semiarcuită tip Gf2, cu distribuție interdendritică, cu grad mic de orientare Gr8 și cu filamente de lungimi diferite G15 și G16 (70—250 μm) (fig. 2, *a*). Lungimea, grosimea și proporția filamentelor de grafit în structură influențează în mod direct fenomenele de creștere a fontei, procesele de oxidare și de ardere, precum și procesele de dilatare-contracție ca sursă a fisurilor și crăpăturilor fontei. În jurul filamentelor de grafit au avut loc preferențial procese de oxidare a grafitului și a masei de bază. În zona superficială, majoritatea filamentelor de grafit sînt înconjurate de zone de oxizi (fig. 2, *b*); zonele oxidice din jurul filamentelor mari de grafit sînt mai extinse și mai numeroase decît cele din jurul filamentelor de dimensiuni mai mici. Încălzirile alternate, cu răcirile în jurul temperaturii A_1, au provocat fenomene de globulizare a perlitei (fig. 2, *c*). Tensiunile interne provocate de încălzirile și răcirile succesive determină fisuri și dislocări de material îndeosebi în zonele de la baza formei. Modificările cele mai însemnate ale structurii masei de bază au loc la baza cochilei, astfel că structura în această zonă s-a obținut complet feritică. Modificările microstructurale, mai avansate la baza formei, sînt în bună corelație cu observațiile macroscopice ale zonei de maximă solicitare de la bază. Fisuri intercristaline numeroase, inițiate în interiorul masei de bază a formei la incluziunile nemetalice (fig. 2, *d*), sînt o dovadă a apariției tensiunilor interne termice și structurale.

Prin modificările structurale, de proprietăți, de dimensiuni, care au micșorat considerabil durata de exploatare, cochilele din fontă cenușie obișnuită s-au dovedit total neadecvate pentru turnarea bronzurilor cu aluminiu.

Ca urmare, a fost propus și experimentat un nou material pentru forma metalică destinată turnării bronzurilor cu aluminiu — o fontă microaliată cu Cr și Mo. Folosirea acestei noi fonte a fost justificată atît prin determinarea caracteristicilor termofizice, cît și prin urmărirea comportării ei în exploatare.

Determinarea conductibilității termice s-a realizat prin metoda Angström, iar valorile obținute la diferite temperaturi sînt redate în tabelul 2.

Tabelul 2

Materialul	Conductibilitatea termică, W/m·grd				
Temperatura, °C	0	100	200	300	400
Fontă Fc250	46,5	44,1	42,1	40,8	39,9
Fontă microaliată	50.3	49,7	47.7	46,5	45,6

Tabelul 3

Materialul	Căldura specifică, kJ/kg·grd	
Intervalele de temperatură, °C	0—100	100—200
Fc250	0,49	0,49
Fontă microaliată	0,42	0,42

Din tabelul 2 se remarcă conductibilitatea termică superioară a fontei microaliate față de fonta cenușie obișnuită, îndeosebi la temperaturi mai ridicate.

Căldura specifică a celor două fonte a fost determinată pe un calorimetru diferențial, folosind ca etalon Al_2O_3 pură prin măsurarea capacității calorice a probelor $c = \frac{dQ}{mdT}$.

Rezultatele obținute pe diferite intervale de temperaturi sînt redate în tabelul 3.

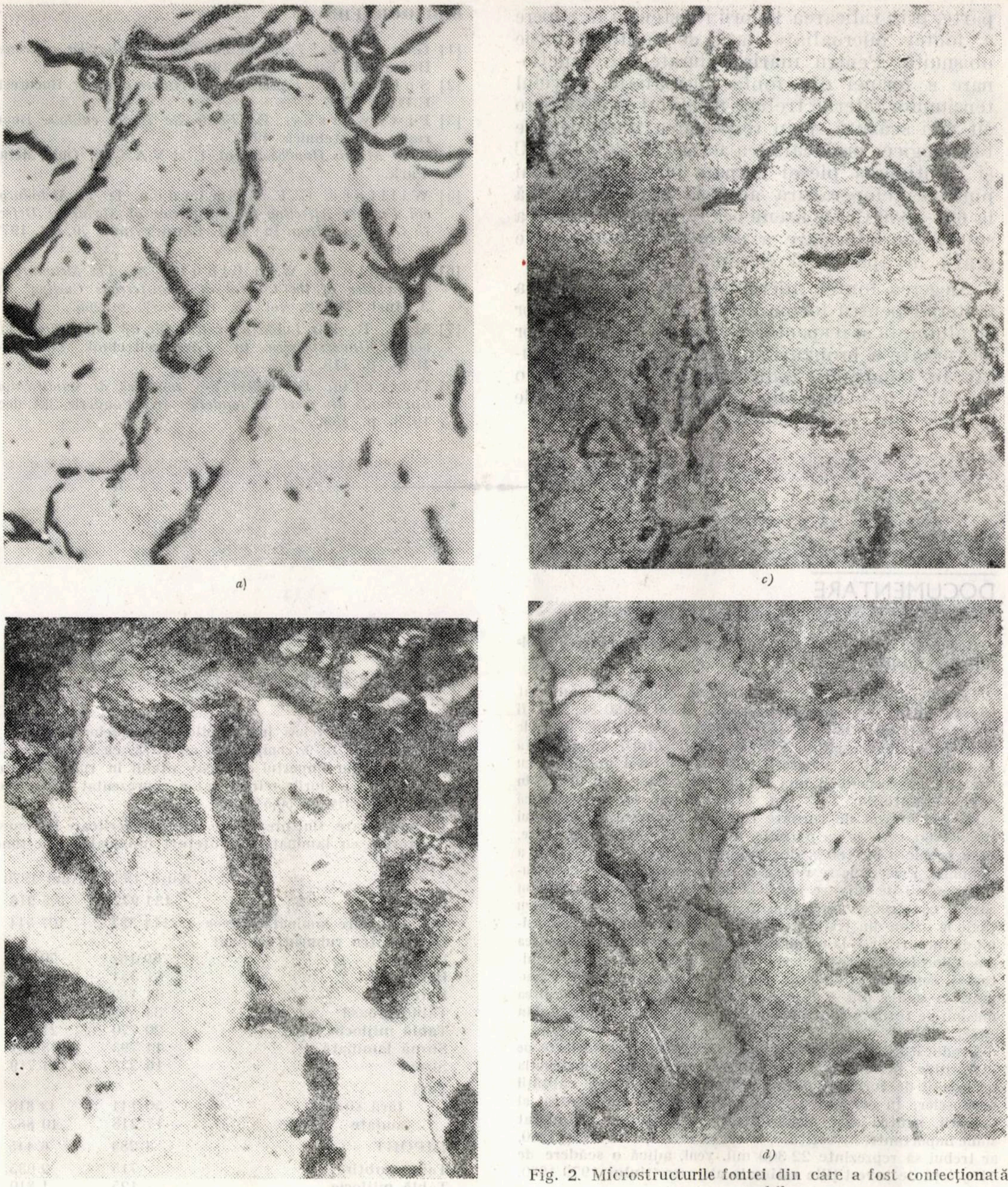

a) b) c) d)

Fig. 2. Microstructurile fontei din care a fost confecţionată cochila :

a — neatacată ; b, c, d — atac nital 2% ; a, b, d — mărirea 100 : 1 ; c — 200 : 1

Datorită conductibilităţii termice mai mari şi căldurii specifice mai mici ale fontei microaliate în comparaţie cu fonta cenuşie obişnuită, căldura acumulată de forma din fonta microaliată în cursul turnării bronzurilor cu aluminiu este mult micşorată, motiv pentru care nivelul tensiunilor interne de origine termică se află la o valoare mai scăzută. Probabilitatea apariţiei fisurilor care se produce cînd nivelul tensiunilor interne depăşeşte rezistenţa materialului ($\sigma_i > \sigma_r$) scade la turnarea în forme din fontă microaliată, datorită, pe de o parte, scăderii nivelului tensiunilor interne şi, pe de altă parte, prin ridicarea valorii rezistenței la rupere a fontei microaliate față de fonta cenușie obișnuită. Pentru mărirea duratei de funcționare a formei din fonta microaliată, nivelul tensiunilor interne trebuie menținut la o valoare cît mai scăzută, prin respectarea unor cerințe tehnologice, preîncălzirea formei la 200—250°C și menținerea piesei turnate în formă numai pînă ce temperatura acesteia a coborît pînă la 600—650°C. De asemenea se impune vopsirea suprafeței interioare a cochilei cu emulsie de grafit în apă după fiecare turnare.

Alegerea fontei microaliate cu Cr și Mo ca material pentru forma de turnare a bronzurilor cu aluminiu și respectarea strictă a parametrilor de turnare a bronzurilor cu aluminiu au asigurat în condițiile industriale de încercare o durabilitate a formelor sensibil mărită față de formele din fontă cenușie obișnuită.

BIBLIOGRAFIE

[1] Gorny, Z. *Turnarea metalelor și aliajelor neferoase.* București, Ed. tehnică, 1969.

[2] Sofroni, L. *Elaborarea și turnarea aliajelor.* București, E.D.P., 1976.

[3] Piwowarsky, E. *Fonte de înaltă calitate.* București, Ed. tehnică, 1967.

[4] * * * *Metals Handbook*, vol. 1. și V.A.S.M., Ohio, Metals Park.

[5] Willford, C. F. și Swinden, D. J. *Metallurgical Factors Affecting the Occurence of Shrinkage Defects in Grey Cast Iron.* În : Brit. Foundryman, 70, oct. 1977, p. 311.

[6] Ruddle, R. W. și Cibula, A. *The Metallurgical Principles of the Control of Non-ferrous Casting.* În : J. Inst. Metals, vol. 85, 1956—57, p. 265.

[7] Mai, R. *Zur Lunkergeometrie für die Dimensionierung von Zylinderspeisern.* În : Giessereitechnik, 24, nr. 4, 1978, p. 113.

[8] Defretin, G. *Calcul des modules de solidification apparents des pieces de fonderie.* În : Fonderie, 384, dec., 1978, p. 355.

DOCUMENTARE

Reducerea investițiilor în siderurgia japoneză pentru exercițiul fiscal 1980/81

Cei șase mari producători de oțel ai Japoniei au anunțat că investițiile lor, pentru exercițiul fiscal 1980/81, vor fi de 462 300 mil. yeni, adică o reducere de 13,8% față de investițiile din exercițiul 1979/80. Producătorii se așteaptă la o ușoară scădere a cererii naționale de oțel în raport cu exercițiul precedent și nici nu consideră că ea va crește în cursul următorilor 2—3 ani. Ei își propun să construiască șapte noi mașini de turnare continuă în cursul exercițiului fiscal 1980, ceea ce va permite, după darea lor în exploatare, de a prelucra 60—80% din producția totală de oțel brut a Japoniei. Proiectele se referă la următoarele uzine : construirea mașinii de turnare nr. 3 la uzina din Muroran (Nippon Steel), construirea unei mașini de turnare continuă pentru țagle la uzina din Keihin (Nippon Kokan), construirea mașinii de turnare nr. 3 la uzina din Chiba (Kawasaki), construirea mașinilor de turnare nr. 1 și 3 la uzina din Wakayama (Sumitomo), construirea mașinii de turnare continuă pentru blumuri la uzina din Kakogawa (Kobe Steel) și construirea mașinii de turnare continuă nr. 2 la uzina din Kure (Nisshin Steel).

Producătorii își propun să pună accentul cu prioritate pe investițiile permițînd economii de energie pe construcția de mașini de turnare continuă și pe îmbunătățirea calității produselor. În ceea ce privește echipamentul de control al poluării, pentru care majoritatea producătorilor au alocat sume importante, investițiile, în cursul exercițiului fiscal 1980, ar trebui să reprezinte 22 300 mil. yeni, adică o scădere de 64% față de investițiile estimate ale exercițiului 1979/1980.

(În : *Revue de Métallurgie — C.I.T., Franța, nr. 6, 1980, p. 63*)

Situația oțelului inoxidabil în Japonia

În conformitate cu datele Federației siderurgiei Japoniei, producția de laminate la cald din oțeluri inoxidabile a crescut în Japonia, în anul 1979 comparativ cu anul 1978, cu 16,7% — pînă la 1 815 mii t, situație confirmată de datele prezentate în continuare (în mii t) ;

	1978	1979
Total	1 555,8	1 815,8
cu crom și nichel	1 046,5	1 234,9
cu crom	509,3	580,9

Exportul de oțeluri inoxidabile al firmelor japoneze a scăzut în anul 1979, comparativ cu 1978, cu 6% — pînă la 405,9 mii t, iar importul (inclusiv oțelul în rulouri pentru relaminare și oțelurile refractare) a reprezentat 6,4%, ceea ce este respectiv cu 50,5% mai mult.

În continuare sînt prezentate datele referitoare la comerțul exterior cu laminate din oțeluri inoxidabile (în tone) în Japonia :

	Anul 1978	Anul 1979
EXPORT	431 972	405 916
Tablă subțire laminată la rece	114 337	107 544
Oțel pentru rulmenți laminat la rece	69 164	70 515
Bandă	61 554	60 740
Bare	33 189	30 701
Tablă groasă	34 573	30 453
Tablă mijlocie	20 770	21 313
Sîrmă laminată	14 793	18 231
Sîrmă	16 233	11 719
Țevi		
fără sudură	50 141	43 818
sudate	17 218	10 882
IMPORT	4 283	6 445
Tablă subțire	715	2 035
Tablă mijlocie	125	1 810
Oțel în rulouri pentru relaminare	1 851	663
Sîrmă laminată	108	585
Bare	334	461
Bandă	361	339
Tablă groasă	474	328
Sîrmă	124	169
Alte tipuri de tablă	191	55

(În ; *BIKI,, U,R,S.S., nr. 58, 20.V.1980, p. 7*)

Sumitomo își mărește capacitățile de producție pentru aluminiu și produse din aluminiu

Societatea japoneză Sumitomo Aluminium Smelting își mărește capacitatea de producție pentru aluminiu rafinat; patru cuve, cu o capacitate globală de 650 t/an, sînt în curs de construcție, darea lor în funcțiune fiind prevăzută eșalonat pînă în luna septembrie a.c. Alte opt cuve similare cu o capacitate globală de 1 300 t/an vor fi construite la sfîrșitul anului 1980. Astfel, societatea va dispune de 36 cuve, constituind o capacitate de aproape 6 000 t/an. Sumitomo a decis această mărire de capacitate avînd în vedere cererea mare a fabricanților de condensatoare.

Sumitomo Aluminium Foil va începe să producă și să vîndă folii de aluminiu pentru uz casnic: capacitate prevăzută pentru 1981 — 3 600 t/an și începînd din 1982 — 7 200 t/an. În 1979 producția de folii s-a ridicat la 91 093 t, adică o creștere de 12% în raport cu anul precedent.

Japan Automobile Manufactures Association a estimat pentru anul fiscal 1979 (1 aprilie 1979 — 31 martie 1980) consumul mediu de piese din aluminiu per vehicul:

	kg/vehicul
— mașini mici	29,4
— minimașini	21,7
— vehicule utilitare	28,5
— camioane	102,5
— autobuze	118,5
— vehicule pe două roți	21,1

(În: *Revue de l'Aluminium, Franța, nr. 495, mai, 1980, p. 218*)

Dezvoltări, noi capacități și investiții în industria aluminiului din Europa Occidentală

Spania. Sumitomo Aluminium Smelting Co a încheiat cu societatea Endasa un contract în virtutea căruia va furniza tehnica Sumitomo pentru cuvele Soderberg, în vederea îmbunătățirii randamentului lor și protecției mediului înconjurător. Această tehnică va fi aplicată la uzinele de electroliză din Avilès și Valladolid, care reprezintă împreună o capacitate de 129 000 t/an.

Islanda. Societatea Isal își va mări cu 10 000 t capacitatea de producție pentru aluminiu, care în prezent este de 75 000 t/an, sub rezerva de a dispune de cantitățile de energie necesare noilor echipamente prevăzute a intra în funcțiune în luna mai a.c.

Elveția. Alusuisse are în proiect investirea unei sume de 250 mil. franci elvețieni (608,5 mil. FF) în cursul următorilor ani. Introducerea unei noi tehnologii la uzinele de la Chippis și Steg va permite satisfacerea condițiilor privind protecția mediului înconjurător. În același timp, societatea va înlocui la Chippis o parte din echipamentele de electroliză cu noi echipamente experimentale ce vor produce 5 700 t și vor menține neschimbată producția anuală de 27 800 t. Producția unității de laminare și extrudare a aluminiului de la Sierre va fi extinsă la 124 000 t/an.

Franța. Société de Fonderie et de Mécanique de l'Est (85% Peugeot-Citroën, 15% — Renault) a început lucrările de construcție pentru o nouă turnătorie sub presiune a aluminiului la Villiers-la-Montague (Meurthe-et-Moselle). Unitatea va începe să producă cartere în ianuarie 1981.

Peugeot va prezenta în martie 1981 Agenției pentru economiile de energie un vehicul economic de cercetare aplicată, denumit ,,Vera''. Consumul de carburant trebuie să fie redus cu 25% la modelul ,,305 BR Berline''.

Această economie va fi realizată prin:

— utilizarea unor aliaje ușoare, a materialelor plastice;
— reducerea rezistenței la rulare;
— îmbunătățirea aerodinamismului;
— îmbunătățirea reglării carburării și aprinderii (pentru motoarele cu benzină);
— supraalimentarea prin turbocompresor (pentru motoarele Diesel);
— adoptarea unei a V-a viteze.

Regatul Unit. Instalațiile de laminare a tablelor aeronautice de la British Aluminium (BACO) de la Falkirk (Scoția) sînt în curs de dezvoltare, iar încheierea lucrărilor este prevăzută pentru iunie 1980. După această dată, BACO va putea produce table cu o valoare comercială de 15 mil. £/an, pe baza prețurilor actuale.

Piața europeană aeronautică nu va atinge punctul culminant înainte de 1985. O politică comună între producție și marketing va conduce BACO la a se concentra asupra producției de table subțiri, produse extrudate, țevi și produse forjate, în timp ce producția de table aeronautice groase va reveni societăților Alcan și Pechiney.

(În: *Revue de l'Aluminium, Franța, nr. 494, apr., 1980, p. 174*)

Proiecte de dezvoltare a industriei aluminiului în Indonezia

Proiectul de amenajare hidroelectrică și de construire a unei uzine de aluminiu, în valoare de 2,3 mld. $ S.U.A., va fi încheiat în 1982 cu intrarea în exploatare a unei capacități de producție de 75 000 t/an.

Construcția elementelor mari ale proiectului, prevăzută a demara în luna aprilie a.c., va cuprinde:

— o centrală hidroelectrică de 600 MW;
— o uzină de aluminiu la Kuala Tanjung pe coasta orientală la nord de Sumatra;
— instalații portuare.

În faza finală, prevăzută pentru 1984, capacitatea de producție va atinge cel puțin 225 000 t/an.

Uzina este finanțată de Overseas Economic Cooperation Fund din Japonia, EXIM Bank (Japonia) în cooperare cu un consorțiu de 12 societăți japoneze ce dețin 75% din proiect și controlează lucrările de construcție pregătitoare ale proiectului de la Asaban, început în 1977. Pînă acum au fost cheltuite 400 mil. $.

Inițial, Indonezia avea în proiect să producă alumină pentru uzina de aluminiu de la Asahan pe baza bauxitei de la Bintan, însă acest proiect a fost întîrziat și Indonezia va trebui să importe mari cantități de alumină pentru alimentarea cu materii prime a uzinei de aluminiu.

(În: *Revue de l'Aluminium, Franța, nr. 494, apr., 1980, p. 176*)

Dezvoltarea capacităților de producție a aluminiului în Egipt

Uzina de la Nag Harumadi, construită cu ajutorul Uniunii Sovietice în 1974, și-a mărit capacitatea de producție, de la 30 mii t anual la 90 mii t în 1979. Darea în funcțiune a seriilor de cuve nr. 7 și nr. 8 este prevăzută pentru 1980 și va permite mărirea capacității la 130 000 t anual. În 1981 vor fi construite încă două noi serii de cuve și astfel capacitatea de producție a uzinei va atinge 166 000 t/an.

Semifabricatele și produsele finite (în special articole casnice și cabluri) sînt fabricate la uzinele din Alexandria. La uzina din Ismailia, aparținînd Arab Aluminium Co., sînt produse 3 000 t aluminiu de a doua fuziune. Pînă la sfîrșitul acestui an, capacitatea uzinei ar trebui să atingă 5 000 t/an.

(În: *Revue de l'Aluminium, Franța, nr. 494, apr., 1980, p. 176*)

Koks i himiia, U.R.S.S., nr. 7, 1980

Utilizarea procedeului IGI pentru determinarea capacității de aglutinare a cărbunilor, p. 6 — *Utilizarea îmbogățirii diferențiate a cărbunilor la fabricile de îmbogățire a cărbunilor din raioanele de* **E** *și N—V ale U.R.S.S.*, p. 7 — *Interacțiunea potențialelor electrozilor din cărbune de Donețk cu capacitatea lor de flotare*, p. 9 — *Noi procedee de desulfurare a cărbunilor*, p. 11 — *Influența densității încărcăturii de cărbune asupra scoaterii și a calității cocsului*, p. 15 — *Metodele de determinare a rezistenței cocsului în aparatele de tip tambur și căile de perfecționare ale acestora*, p. 20 — *Rezistența electrică a stratului de umplutură din reducători carbonici*, p. 24 — *Studii roentgenostructurale ale electrozilor de cocs în stadiul de carbonizare*, p. 27 — *Caracteristicile dinamice ale bateriei de cocsificare cu camere de cuptor, cu un volum de 41,6* m^3, p. 51 — *Mărirea eficienței producției de cocs*, p. 53 — *Cîteva măsuri privind prelungirea duratei de funcționare a bateriilor de cocsificare*, p. 54 — *Protecția mediului ambiant împotriva emanațiilor provenite de la producția cocsului de petrol*, p. 58 — *Principalele rezultate ale cercetărilor științifice și tehnologice efectuate în cel de-al zecelea cincinal, măsurile de accelerare a asimilării rezultatelor acestora în industrie. Sarcinile institutelor pentru al 11-lea cincinal*, p. 59 — *Utilizarea rațională a gudronului de huilă*, p. 61 — *Sarcinile societății tehnico-științifice de metalurgie feroasă în rezolvarea problemelor privind protecția mediului ambiant*, p. 62 — *Noi procedee în industria cocsochimică — temă discutată în consiliul științific*, p. 64.

Koks-Smola-Gaz, Polonia, nr. 4, 1980

Procesul de piroliză rapidă a huilelor, II. Influența vitezei de încălzire asupra proprietăților și structurii semicocsului, p. 83 — *Porozitatea cărbunilor activi granulați obținuți din huila de tip 33*, p. 87 — *Alchilarea cărbunilor cu ajutorul metodei Friedel-Crafts. P. a II-a — Modificări în prezența clorurii de aluminiu și alchilarea cărbunilor cu clorură de u-hexil*, p. 92 — *Analiza cantitativă a fracției ușoare de gudron primar prin metoda de cromatografie gazoasă cu spectrometrie de masă*, p. 95 — *Determinarea compoziției fracțiilor efervescente în domeniul 30—100°C la produsele obținute în procesul de lichefiere a cărbunelui*, p. 100.

Koks-Smola-Gaz, Polonia, nr. 5, 1980

Cercetarea, cu ajutorul metodei de rezonanță magnetică protonică, a gudroanelor primare din huile de Silezia Superioară, p. 109 — *Directive tehnologice preliminare privind tratamentul biochimic al apelor reziduale pe baza procedeului de hidrogenare a cărbunelui*, p. 113 — *Proprietăți reologice ale compozițiilor de lianți pentru obținerea de cărbuni activi formați*, p. 117 — *Alchilarea cărbunilor prin metoda Friedel-Crafts. P.a III-a. Capacitatea de extracție, proprietăți carbochimice și parametrii structurali ai produselor de alchilare*, p. 121 — *Contribuții la studiul de obținere a rășinilor cumaronice și indenice solubile în uleiuri minerale*, p. 125 — *Progrese în tehnica clasică de cocsificare*, p. 127.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 13, 1980

Fabricarea profilelor grele după reconstrucție și modificarea laminorului de la firma Thyssen AG, p. 667 — *O linie modernă de recoacere și decapare cu cuptor vertical mobil*, p. 676 — *Cajă de laminare cu 20 de role pentru deformări și viteze de laminare mari*, p. 683 — *Legătura între îmbunătățirea tehnologiei laminoarelor la rece și tendințele de dezvoltare în industria constructoare*, p. 690 — *Comportarea la coroziune a tablelor de oțel cu diferite acoperiri, în apa de mare*, p. 696.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 14, 1980

Adunarea generală a Wirtschaftsvereiningung Eisen-und Stahlindustrie, p. 739 — *Rezistența în exploatare, o bază de dimensionare a laminoarelor*, p. 748 — *Automatizarea și comanda procesului în industria de preparare și transport*, p. 757 — *Controlul fluxului informațional*, p. 763 — *Rezistența mecanică a cablurilor*, p. 770.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 15, 1980

Stadiul dezvoltării procesului Ancit de brichetare la cald, p. 803 — *Efectul permeabilității gazelor asupra desfășurării procesului și durabilității furnalului*, p. 814 — *Dezvoltarea cărămizilor magnezito-carbonice și primele experiențe în urma folosirii lor la convertizoarele cu oxigen*, p. 822 — *Lucrări de proiectare pentru construcția de noi uzine*, p. 833 — *Un nou laminor la rece construit pe loc viran*, p. 844.

Hutnik, Polonia, nr. 6, 1980

Influența tratamentului mecanic asupra stabilizării proprietăților fizice ale cocsului de furnal, p. 217 — *Îmbunătățirea ductilității tablelor din oțel îmbunătățit termic pe calea modificării formei sulfurilor*, p. 224 — *Superplasticitatea structurală a oțelurilor cu conținut ridicat de carbon*, p. 230 — *Primele experiențe privind exploatarea răcirii prin evaporare a furnalului nr. 2 de la Huta Katowice*, p. 239 — *Încercări de utilizare a inserției cu role la laminarea bandajelor*, p. 247 — *Incluziunile nemetalice*, p, 1/c,

Aciers Spéciaux, Franța, nr. 50, mai, 1980

Dezvoltări recente ale oțelurilor inoxidabile ca table fine utilizate în transporturi, echipamente casnice și pentru industria alimentară. Exemple de utilizare a oțelurilor inoxidabile sub formă de table (p. a 2-a), p. 3 — *Tablele placate*, p. 11 — *Evoluții recente în domeniul oțelurilor pentru construcții mecanice cu prelucrabilitate îmbunătățită*, p. 23.

Iz. Vuz. Ciornaia metallurghila, U.R.S.S., nr. 6, 1980

Particularități cinetice și hidrogazodinamice ale interacțiunii jetului de gaz activ cu suprafața lichidului, p. 5 — *Cinetica reducerii sistemelor bifazice. Hematit-magnetit*, p. 9 — *Particularitățile cinetice ale formării peliculelor de interferență, colorate, pe oțelurile cu crom în atmosferă de aer*, p. 13 — *Studierea repartizării materialelor de încărcătură în modelul aparatului de încărcare fără con*, p. 17 — *Modelul matematic al procedeului de formare a fumului în cazul suflării pe sus cu oxigen a băii de oțel*, p. 21 — *Sincronizarea proceselor de decarburare și de încălzire a metalului la elaborarea oțelului cu conținut scăzut de carbon*, p. 26 — *Probleme privind comportarea gazelor în retasura închisă*, p. 30 — *Studierea parametrilor tehnologici ai laminării tablei striate, de uz general*, p. 34 — *Metodica de calcul a sculelor la laminarea sîrmei profilate*, p. 37 — *Optimizarea după criteriile de frecvență a regimurilor de degroșare la linia continuă de laminare la rece*, p. 41 — *Dirijarea nivelului presiunilor remanente în profilele laminate la cald*, p. 46 — *Devansarea și lățirea transversală la laminarea pe tăblia netedă a cilindrului*, p. 50 — *Ungerea hidrodinamică la trefilarea fină*, p. 54 — *Studierea rezistenței la rupere a îmbinărilor sudate ale șinelor la sarcini statice și ciclice*, p. 58 — *Tensiunile interne în tabla și benzile laminate la rece în cazul fîșierii longitudinale în benzi înguste*, p. 63 — *Determinarea eforturilor de extrudare a pieselor forjate conice, cu cavitate oarbă*, p. 66 — *Soluționarea sarcinilor de optimizare a laminării simetrice în cajele cuarto, în cazul modelării pe matrice*, p. 71 — *Cinetica forței termoelectromotoare în amestecurile pulverulente semiconductoare*, p. 79 — *Studierea tratamentului cu raze laser al oțelurilor carbon la diverse temperaturi*, p. 83 — *Influența azotului și aluminiului asupra structurii și proprietăților oțelului turnat slab aliat*, p. 86 — *Caracteristicile mecanice ale oțelului P6M5 în cazul transformării martensitice*, p. 91 — *Influența metalelor de pămînturi rare asupra rezistenței electrice a fontei albe*, p. 94 — *Alegerea reprezentanților tipici în problemele cercetării și conducerii*, p. 98 — *Aprecierea fiabilității sistemelor de automatică metalurgică în funcție de opririle intermitente*, p. 103 — *Construcția blocurilor naturale-model cu* *proprietățile dorite*, p. 107 — *O nouă metodă de analiză termică a conținutului de carbon din oțelul lichid*, p. 113 — *Proiectarea închizătorului cu sertar pentru oalele de turnare*, p. 120 — *Aprecierea probabilă a parametrilor curbei oboselii și calcularea durabilității pieselor utilajului*, p. 124 — *Determinarea analitică a intervalulului dintre elementele de etanșare laterală ale mașinilor de aglomerare cu bandă rulantă*, p. 129 — *Calcularea rezistenței la oboseală ciclică redusă a mantalei furnalului*, p. 133 — *Dinamica motoarelor electrice ale laminoarelor cu obiectiv de comandă oscilant*, p. 137 — *Problema reducerii sarcinilor dinamice ale cuplajelor axelor laminoarelor pentru barele destinate rulmenților*, p. 140 — *Optimizarea gradului de încărcare a utilajului secției de profile fasonate din oțel de la uzina de laminate din oțel din Cerepovețk*, p. 144 — *Studii destinate prognozării disproporțiilor în utilizarea capacităților productive ale subdiviziunilor întreprinderii metalurgice*, p. 148.

Metallurg, U.R.S.S., nr. 7, 1980

Modernizarea vetrei mașinii de aglomerare, pentru realizarea unui procedeu eficient de aprindere, p. 17 — *Elaborarea fontei de turnătorie cu utilizarea zgurei de la fabricarea feroaliajelor*, p. 19 — *Experiența încărcării prin sudare cu aliaje compozit a pieselor aparatelor de încărcare*, p. 22 — *Bază științifică a progresului tehnic*, p. 24 — *Afinarea oțelului în oale, cu amestecuri solide zgurifiante*, p. 25 — *Acoperiri refractare pentru căptușelile maselotelor*, p. 25 — *Încălzirea cu gaze și păcură a cuptoarelor Martin*, p. 27 — *Mărirea capacității depozitului de materiale de încărcătură al secției Martin, prin perfecționarea organizării lucrărilor*, p. 29 — *Particularitățile formării profilului E*, p. 33 — *Atestarea oțelului electrotehnic în fluxul tehnologic*, p. 36 — *Optimizarea condițiilor de exploatare a cilindrilor prin utilizarea calculatorului electronic*, p. 37 — *Instalație automată pentru controlul ultrasonic al țevilor în fluxul de fabricație*, p. 38 — *Controlul utilajului metalurgic prin metode fizice*, p. 40 — *Sistem rațional de localizare a radiației termice a pereților cuptoarelor*, p. 42.

Stal, U.R.S.S., nr. 7, 1980

Creșterea eficienței investițiilor capitale în siderurgie, p. 546 — *Sarcinile organizației tehnico-științifice siderurgice, privind protejarea mediului ambiant*, p. 549 — *Îmbunătățirea caracteristicilor gazodinamice ale materialelor de încărcătură în procesul de încărcare a furnalelor*, p. 553 — *Comanda, cu ajutorul calculatorului electronic, a încărcării și a stării termice a furnalului*, p. 559 — *Introducerea calculatoarelor electronice pentru comanda procesului la două furnale din Eisenhüttenstadt*, p. 565 — *Mecanizarea lucrărilor care necesită un volum mare de muncă în secția de convertizoare*, p. 569 — *O nouă metodă de calcul a lingotierelor metalurgice*, p. 573 — *Căile de reducere a cheltuielilor materiale la elaborarea oțelului electric*, p. 575 — *Prelucrarea metalului în afara cuptorului*, p. 580 — *Afinarea în oală a oțelului electric cu metale alcalino-pămîntoase*, p. 580 — *Obținerea feromanganului cu carbon și cu conținut scăzut de fosfor din materie primă pe baza zăcămintelor din Kazahstan*, p. 583 — *Mărirea preciziei laminării la laminoarele reversibile de tablă groasă*, p. 586 — *Elaborarea și asimilarea industrială a tehnologiei de laminare la cald a oțelurilor și aliajelor greu deformabile*, p. 589 — *Regimuri de înfășurare în rulouri a benzilor laminate la rece și la cald*, p. 591 — *Răcirea între caje a benzii în grupul finisor de caje ale laminorului de bandă lată*, p. 596 — *Studierea parametrilor tehnologici ai desțunderizării prin împroșcarea tablei din oțel rezistent la coroziune*, p. 599 — *Studierea experimentală a laminorului de semifabricate pentru țevi*, p. 601 — *Utilizarea efectului moar pentru controlul abaterii de la planeitate a tablei și a benzilor laminate la rece*, p. 602 — *Formarea de fațete în interiorul țevilor și îndepărtarea acestora prin reducerea la cald și la rece*, p. 605 — *Calitatea suprafeței interioare a țevilor din oțel de tip X18H10T*, p. 608 — *Perfecționarea soluțiilor arhitectonice spațiale și de planificare a uzinelor și secțiilor de produse metalice mărunte*, p. 611 — *Cabluri din oțel, cu miez în spirală, pentru instalațiile cu condiții grele de exploatare*, p. 614 — *O nouă clasă de materiale — oțelurile feritomartensitice cu capacitate ridicată de matrițare*, p. 615 — *Utilizarea încălzirii accelerate la tratamentul termic al profilelor îndoite*, p. 620 — *Bazele matematico-statistice de utilizare a proprietăților reale de rezistență ale producției de metal*, p. 622 — *Influența retopirii electrice sub zgură și a tratamentului termic asupra rezistenței la fisurare a oțelurilor pentru cilindri*, p. 626 — *Modelul matematic al degazării tablei groase laminate și utilizarea acesteia pentru corectarea regimului de răcire*, p. 629 — *Perfecționarea planificării și întărirea bazelor mecanismului economic interramuri*, p. 631 — *Studiile statistice ale indicatorilor eficienței la proiectarea secțiilor de tragere a țevilor*, p. 634 — *Economia resurselor de muncă pe baza introducerii organizării științifice a muncii la Combinatul metalurgic din Kuznețk*, p. 636 — *Sisteme automatizate de comandă a proceselor tehnologice la uzina Azovstal*, p. 637— *Măsurarea temperaturii benzii de oțel în cuptorul de tragere*, p. 638 — *Procedee moderne de calcul și de analiză a parcului de mașini electrice în întreprinderile siderurgice*, p. 641.

Metallurghiceskaia i gornorudnaia promișlennosti, U.R.S.S., nr. 2, 1980

Numărul gurilor de vînt ale furnalelor, p. 1 — *Studierea gradului de distrugere a peletelor, a aglomeratului și a minereului de fier în procesul de elaborare în furnal*, p. 3 — *Corectarea consumului de cocs în ritmul încărcării furnalului*, p. 5 — *Eficiența controlului și a stabilizării temperaturii teoretice de ardere*, p. 6 — *Prognozarea pierderilor de fier împreună cu zgura, în procesul de convertizor*, p. 8 — *Fabricarea oțelului prin procedeul elaborării electrice reducătoare*, p. 10 — *Torcretarea cu flacără a căptușelii convertizoarelor*, p. 12 — *Optimizarea fabricării în grup a semifabricatelor prelucrate pentru fabricarea laminatelor de dimensiuni exacte*, p. 14 — *Optimizarea tehnologiei de laminare la cald a benzilor pentru lonjeroane*, p. 16 — *Bazele proiectării casetelor pentru montarea cilindrilor verticali*, p. 17 — *Influența vitezei de tragere și a parametrilor țevii de presiune asupra mărimii tensiunii la tragerea țevilor în regim de frecare hidrodinamică*, p. 19 — *Procedeu optim de refulare a țevilor*, p. 21 — *Reducerea consumului de metal la fabricarea țevilor prelucrate*, p. 22 — *Caja matriței de trefilare, cu role de lucru de diametru mic*, p. 24 — *Ecruisarea termică a țevilor sudate electric în spirală de diametru mare din clasa de rezistență de 60 kg/mm²*, p. 26 — *Răcirea colacilor de semifabricate pentru sîrmă în cazul tratamentului izotermic în topitura de sare*, p. 27 — *Tratamentul termic al tablelor laminate la cald din oțel St 22G2TIU*, p. 29 — *Realizarea recoacerii accelerate în condițiile secției de sîrmă din oțel*, p. 31 — *Determinarea pauzei optime între sfîrșitul deformării și începutul răcirii intense a laminatului*, p. 32 — *Elaborarea tehnologiei de încălzire cu flacără și prin curenți de inducție a metalului la laminoarele continue de sîrmă*, p. 34 — *Perfecționarea consumului de combustibil în condițiile combinatelor de îmbogățire a minereului*, p. 35 — *Refractare pentru închizătoarele cu sertar ale oalelor de turnare a oțelului de 250 t*, p. 36 — *Formarea proprietăților cocsului în cuptorul cu cameră la diverse regimuri de încărcare a șarjei de cărbune*, p. 38 — *Studierea unui aliaj rezistent la uzură pentru ciocanele concasoarelor cu rotor*, p. 39 — *Mărirea rezistenței lingotierelor pe baza depunerii pe suprafața de lucru a acestora a unor învelișuri termorezistente*, p. 41 — *Noi mijloace de mecanizare în secțiile moderne de convertizoare*, p. 54 — *Studierea metodei și instalației de control automat al grosimii crustei lingoului pe mașinile de turnare continuă*, p. 55 — *Rezerve de creștere a eficienței de lucru a gospodăriilor de cale ferată în întreprinderile miniere și metalurgice*, p. 59 — *Costul extragerii minereului de fier pe perioada asimilării capacității proiectate a întreprinderii*, p. 61 — *Mecanizarea procesului de ecruisare electrică a pieselor*, p. 62 — *Rezerve de creștere a rentabilității secțiilor mecanice*, p. 63 — *Încercări tehnologice comparative ale concasorului experimental KMDT-2200 A și a concasorului de serie KMDT-2200*, p. 65 — *Căile de mărire a rezistenței dornurilor lungi ale laminorului continuu al instalației 30—102*, p. 67 — *Eficiența purificării aerului atmosferic de impuritățile produse de întreprinderile metalurgice*, p. 69 — *Perfecționarea planificării progresului tehnico-științific în siderurgie*, p. 71.

Revue de Métallurgie, Franța, nr. 12, 1979

Optimizarea adaosurilor protectoare de titan și aluminiu în oțelurile cu bor și conținuturi ridicate de azot, p. 777 —

Studierea factorilor cu rol decisiv asupra unor proprietăți de utilizare a oțelului Z10CDNbV 9—2 cu structura feritomartensitică, p. 787 — *Corodarea oțelului de către condensații conținînd* CO_2. *Soluții metalurgice pentru industria petrolului*, p. 799 — *Îmbunătățirea proprietăților mecanice ale sîrmei și ale produselor lungi prin deformare la temperatură criogenică*, p. 809 — *Contribuții la studiul transformărilor structurale ale oțelurilor cu 13% Cr — 4% Ni*, p. 815.

Revue de Métallurgie — C.I.T., Franța nr. 6, 1980

Tratamentul apelor reziduale de cocserie, p. 469 — *Refractarele Radex de mare durabilitate în serviciu din magnezie cu liant de gudron sau arse impregnate cu gudron pentru utilizări la convertizor*, p. 481 — *Tub de protecție cu oală între distribuitor și cristalizor*, p. 491 — *Încălzirea țaglelor prin inducție la Ets Grousset*, p. 499 — *Fenomenele de priză la materialele nefasonate*, p. 507 — *Factorii care influențează asupra dispersiei determinărilor curbei Jominy la un oțel 18CD4*, p. 521 — *Oțeluri de prelucrabilitate îmbunătățită pentru fabricarea angrenajelor și organelor de transmisie*, p. 531.

Revue de Métallurgie, C.I.T. — Franța, nr. 7, 1980

Studiu experimental al înmuierii și al topirii aglomeratului în furnal, p. 561 — *Automatizarea oțelăriilor cu oxigen. Adaptarea modelului dinamic IRSID la afinarea fontelor fosforoase*, p. 573 — *Stadiul actual al turnării continue*, p. 581 — *Detectarea automată a defectelor de suprafață ale tablelor*, p. 597 — *Măsurarea și analiza vibrațiilor pentru întreținerea preventivă a echipamentelor siderurgice*, p. 609 — *Încercare de punere la punct a unei metode cantitative de alegere a calităților de oțel sub aspectul riscului de rupere fragilă*, p. 621.

Revue de l'Aluminium, Franța, nr. 494 apr., 1980

Petrolul, inflația și prețul aluminiului p. 161 — *Mexicul: evoluția importurilor de aluminiu înainte și după redescoperirea aurului negru*, p. 171 — *Bauxita și mediul înconjurător*, p. 177 — *Duralinox Marine își continuă dezvoltarea*, p. 183 — *Conductorii de aluminiu la Batimat și Elec*, p. 189 — *Colorarea electrolitică a aluminiului*, p. 195 — *Utilizarea analitică a neutronilor în industria metalelor neferoase*, p. 202.

Revue de l'Aluminium, Franța, nr. 495, mai, 1980

Viitorul cutiilor pentru băuturi trece prin aluminiu: exemplul S.U.A., p. 209 — *Sîrmele de aluminiu pentru utilizări mecanice: aliaje și utilizări*, p. 219 — *Aluminiul în construcția de material feroviar*, p. 225 — *Ferme din aluminiu pentru stația 220/42 kV de la uzina Aluminium Pechiney din Saint-Jean-de-Maurienne*, p. 245 — *Turnătoria astăzi și mîine*, p. 259.

Giesserei, R.F.G., nr. 11, 1980

Bazele întăririi acide a rășinilor, p. 329 — *Cercetarea atacului simultan al metalului și zgurei asupra căptușelilor cu conținut de acid silicic*, p. 340 — *Măsurarea industrială a potențialului de oxigen în băile de fontă*, p. 341 — *Analiza probelor metalografice din fontă cu grafit lamelar, atacate chimic și catodic în vid, cu ajutorul microscopului electronic cu baleiaj*, p. 348 — *Topirea deșeurilor de alamă în turnătorie*, p. 352 — *Parametri de timp și cheltuieli pentru pregătirea procesului de producție*, p. 355 — *Sinteză bibliografică anuală asupra fabricării formelor și miezurilor*, p. 359.

Giesserei, R.F.G., nr. 12, 1980

Ridicarea eficienței energetice la topirea fontei în cubilou, p. 373 — *Al 13-lea concurs „Construirea cu materiale turnate"*, p. 381 — *Sesiunea de turnare sub presiune 1980*, p. 384.

Giesserei, R.F.G., nr. 13, 1980

Perspectivele aprovizionării cu energie, p. 397 — *Criteriile alegerii unei instalații de sablare*, p. 403 — *Noutăți în legătură cu sablarea automată a pieselor turnate*, p. 409 — *Absorbția aerului cu conținut de praf din atelierele de curățare*, p. 414 — *Fabricarea electrozilor de grafit pentru prelucrarea prin electroeroziune a formelor și matrițelor*, p. 418 — *Sinteză bibliografică anuală asupra cuptoarelor electrice de topire*, p. 424.

Giesserei, R.F.G., nr. 14, 1980

Sesiunea de turnătorie R.F.G., 29—30 mai 80, Düsseldorf, p. 435 — *A 71-a Sesiune a Verein Deutscher Giessereifachleute*, p. 444 — *Tehnica transporturilor*, p. 447 — *Efectele politicii de perfecționare asupra formării inginerilor în anii 60 și 70*, p. 454 — *Sinteză bibliografică anuală asupra mijloacelor de transport*, p. 460.

Giesserei, R.F.G., nr. 15—16, 1980

Factorii de emisiune pentru cubilouri, p. 475 — *Atelierele de curățare ieri și astăzi*, p. 486 — *Experiențele în legătură cu utilizarea unui manipulator la descărcarea instalațiilor de formare*, p. 490 — *Folosirea unui robot industrial pentru curățarea pieselor turnate*, p. 492 — *Sinteză bibliografică anuală asupra fontei cu grafit nodular*, p. 501.

Przeglad Odlewnictwa, Polonia, nr. 5 1980

Problema estimării toxicității gazelor ce se degajă din formă în timpul turnării, p. 129 — *Separarea prin vibrofluidizare a impurităților fero- și paramagnetice din amestecurile de formare de circulație*, p. 132 — *Determinarea productivității în turnătoria analizată ca un sistem în lanț*, p. 135 — *Aspecte organizatorico-tehnologice în proiectarea posturilor de regenerare a amestecurilor*, p. 141 — *Fontă cu conținut înalt de crom rezistentă la uzură prin eroziune*, p. 151.

La fonderia italiana, Italia, nr. 4, 1980

Contribuții la problema înlocuirii bronzului de staniu la clopote, p. 94 — *Procedeul „cutie rece"*, p. 98 — *Procesele de rafinare în fabricarea aliajelor pentru piese turnate de calitate „demagging", filtrare, degazare, afinare și modificare*, p. 101 — *Lianții chimici: siguranță și mediu înconjurător*, p. 105.

Fonderie, Franța, nr. 399, mai, 1980

Bilanțul termic al cubiloului. Cum se poate îmbunătăți (p. a 2-a), p. 187 — *Influența factorilor metalurgici esențiali asupra rezistenței la abraziune a fontelor albe*, p. 197 — *Comportarea la oboseală a oțelurilor de turnătorie*, p. 203.

Fonderie, Franța, nr. 400, iunie, 1980

Aplicarea sudării verticale sub zgură la fonte, p. 225 — *Bilanțul termic al cubiloului. Cum poate fi îmbunătățit (p. a 3-a)*, p. 231 — *Tratamentul de omogenizare a bronzurilor*, p. 257.

Ogneupori, U.R.S.S., nr. 7, 1980

Colaborarea șamotorilor și metalurgiștilor, p. 1 — *Stabilizarea barbotinei de cuarț la fabricarea paharelor scufundate*, p. 5 — *Consumul economic al resurselor energetice*, p. 7 — *Intensificarea calcinării dolomitei în cuptoarele rotative*, p. 9 — *Matriță pentru presarea izostatică a creuzetelor de topire*. p. 12 — *Particularitățile tehnologiei de îmbogățire a magnezitului natural și a magneziei caustice prin procedeul de îmbogățire cu acid clorhidric*, p. 14 — *Îmbogățirea magnezitului de Satkin prin procedeul de separație fotometrică*, p. 18 — *Sistem de captare a prafului din cuptoarele rotative la calcinarea magnezitului*, p. 23 — *Produse din beton de silice pentru oalele de turnare a oțelului*, p. 29 — *Experiența de mărire a rezistenței căptușelii oalelor de turnare a oțelului la uzina metalurgică din Zapadno-sibirisk*, p. 33 — *Interacțiunea refractarelor periclazice și corindonice cu topiturile de fier și de fier-mangan*, p. 35 — *Refractare ușoare din anortit pentru utilizare în medii care conțin carbon*, p. 40 — *Metodica cercetării de laborator a rezistenței metalului plăcilor închizătoarelor cu sertar*, p. 42 — *Procesele de formare a mineralelor în amestecurile periclazocorindonice cu impurități care formează topituri*, p. 46 — *Obținerea ceramicii pe bază de cuarț topit prin procedeul de înghețare*, p. 49 — *Proprietățile betoanelor din silicat de aluminiu pe bază de diverși lianți în stare caldă*, p. 52 — *Introducerea pe scară mai largă a tehnologiei moderne*, p. 61.

ÎNTREPRINDEREA "VICTORIA" CĂLAN

Str. Furnalistului nr. 17,
Jud. Hunedoara, cod 2637

PRODUCE ȘI LIVREAZA :

PRODUSE DE FURNAL :

- fontă brută, STAS 882-78
- zgură granulată de furnal, STAS 648-74

PRODUSE CĂRBUNOASE :

- semicocs de fluidizare, NID 31-78
- cocs de fluidizare, NID 119-78

PIESE TURNATE DIN FONTĂ :

- radiatoare cu coloane libere şi secţiune circulară, STAS 7364-78/STAS 1676-78
- utilaj de turnare pentru oţelării:
  - lingotiere din fontă, NID 204-78
  - poduri de turnare, NID 150-78
  - pîlnii de turnare
- cilindri de laminor din fontă în stare brută sau eboşată:
  - semiduri, STAS 9432-74
  - duri, STAS 4596-74
  - oţel hipereutectoid tip Adamit
- piese pentru maşini-unelte, în stare brută sau eboşată, din fontă Fcx 200; Fcx 250 şi Fcx 300 conform STAS 8541-75
- piese turnate din fontă cenuşie cu grafit lamelar, STAS 568-75, în stare brut turnată, eboşată sau prelucrate în stare finită

ÎNTREPRINDEREA
DE
ȚEVI
REPUBLICA

BUCUREȘTI ● B-dul Muncii nr. 256 ● Telefon 43 09 50

PRODUCE

Țevi din oțel fără sudură laminate la cald, laminate la rece sau trase la rece, cu diametrul exterior pînă la 6 5/8 inci inclusiv:

- pentru industria petrolieră: burlane de tubaj, țevi extracție-tubing, prăjini de foraj cu racorduri sudate, conducte
- pentru prospecțiuni geologice: burlane de tubaj, prăjini de foraj, prăjini de antrenare, carotiere
- pentru construcții și construcții de mașini:
  - — țevi trase sau laminate la rece, profilate sau rotunde, cu diametrul exterior de 5—80 mm;
  - — țevi laminate la cald, profilate (pătrate-dreptunghiulare) sau rotunde, cu diametrul exterior de 25—168,3 mm;
  - — țevi din oțel carbon și aliat, pentru cazane, în clasele I, II și III, cu diametrul de 15—89 mm;
  - — țevi din oțeluri inoxidabile cu diametrul de 16—89 mm și grosimea peretelui de 1,5—5,5 mm;
- pentru conducte magistrale de gaze naturale și țiței, conducte de apă, construcții metalice: țevi sudate elicoidal, cu diametre de 250—1 600 mm și lungimi cuprinse între 6 și 12 m
- pentru construcții, construcții metalice sau construcții de mașini: oțel beton, oțel rotund, sîrmă, cuie

EXPORTĂ

Burlane de tubaj, tubing, conducte petroliere, prăjini de foraj cu racorduri sudate, țevi pentru construcții laminate la cald, laminate la rece sau trase la rece, țevi sudate elicoidal, oțel beton

PRODUCE CONFORM NORMELOR API
APLICAREA MONOGRAMEI:

Burlane de tubaj, tubing, conducte netede

Intreprinderea de construcții și montaje metalurgice

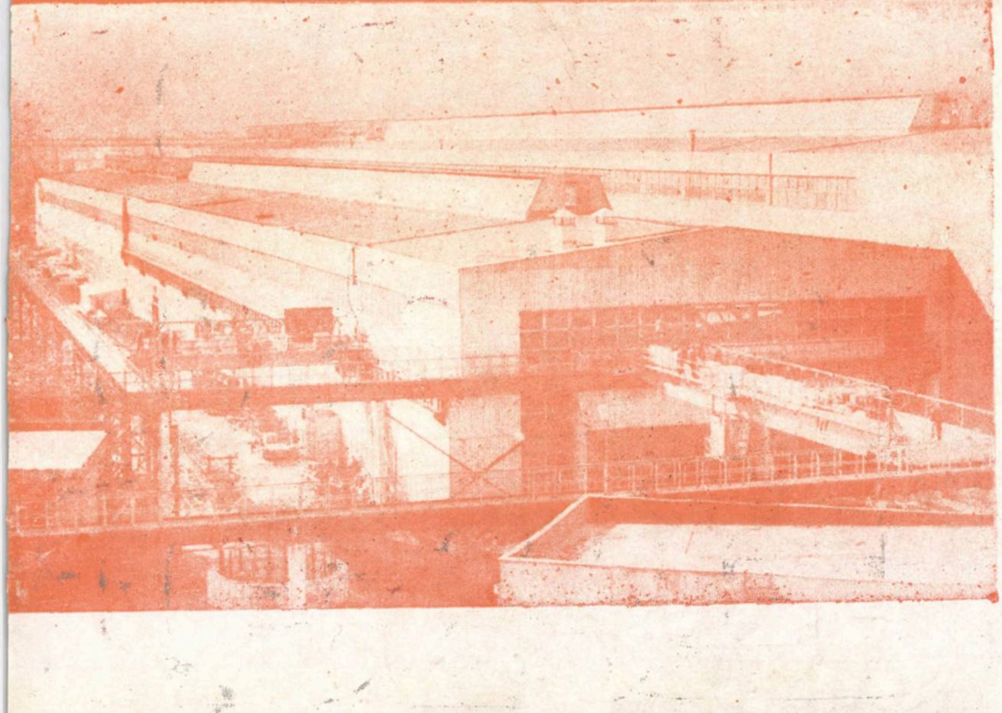
REȘIȚA

În execuția lucrărilor de construcții-montaj folosește procedee și tehnologii noi, bazate pe mecanizare intensivă, în scopul ridicării productivității muncii și obținerii unei calități superioare, fiind dotată cu :

- automacarale și macarale pe pneuri și șenile cu capacitate pînă la 140 t;
- o gamă multiplă de utilaje terasiere, buldozere, excavatoare, autoîncărcătoare;
- instalații de prefabricare a elementelor de beton;
- instalații de sortare pentru obținerea agregatelor necesare întregii producții de beton fabricate în întreprindere

XECUTĂ lucrări de construcții-montaj specifice combinatelor siderurgice:

- Laminoare
- Furnale
- Baterii de cocsificare
- Fabrici de dolomită
- Oțelării Martin
- Fabrici de oxigen
- Instalații electrice de mecanizare și automatizare
- Lucrări de CF și drumuri
- Montaje de cuptoare pentru produse refractare
- Hale pentru construcții metalice și utilaj metalurgic



Str. 6 Martie, tel. 12950; 11898
Telex : 74218
REȘITA

COMBINATU
SIDERURGI
GALAȚ

produce și livrează:

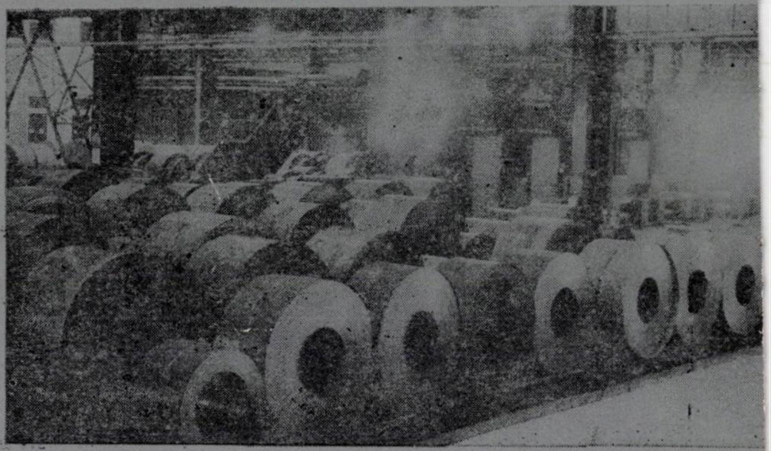
Produse laminate din oțel

— *Table groase și mijlocii:*

din oțeluri calmate, semicalmate, necalmate, slab aliate și aliate conform normelor românești și străine; pentru construcții mecanice, metalice, navale, de mașini, de cazane și recipiente sub presiune etc.

— *Benzi și table laminate la rece:*

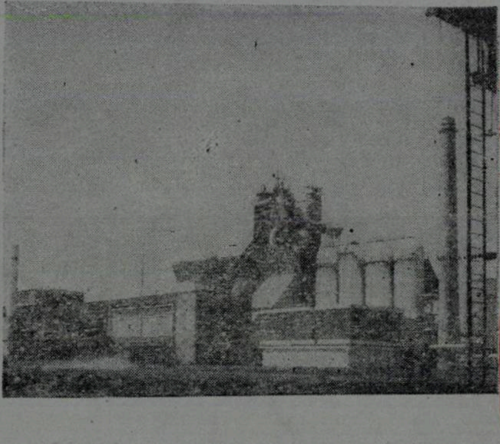
neacoperite și zincate conform normelor românești și străine, pentru construcții metalice, țevi sudate, profile îndoite, aparataj electric, caroserii, articole de uz casnic etc.



Produse chimice

- Sulfat feros heptahidratat
- Sulfat de amoniu
- Gudron de huilă
- Benzen brut de huilă
- Smoală de cocserie

1981 FEB 2 6



Pentru informații detaliate asupra produselor noastre adresați-vă la:

COMBINATUL SIDERURGIC — GALAȚI
DIRECȚIA COMERCIALĂ
Șoseaua Smîrdan nr. 1
6200 Galați
Telefon (930) 30438
Telex 51285

E 3280

R

METALURGIA

REFERINȚA

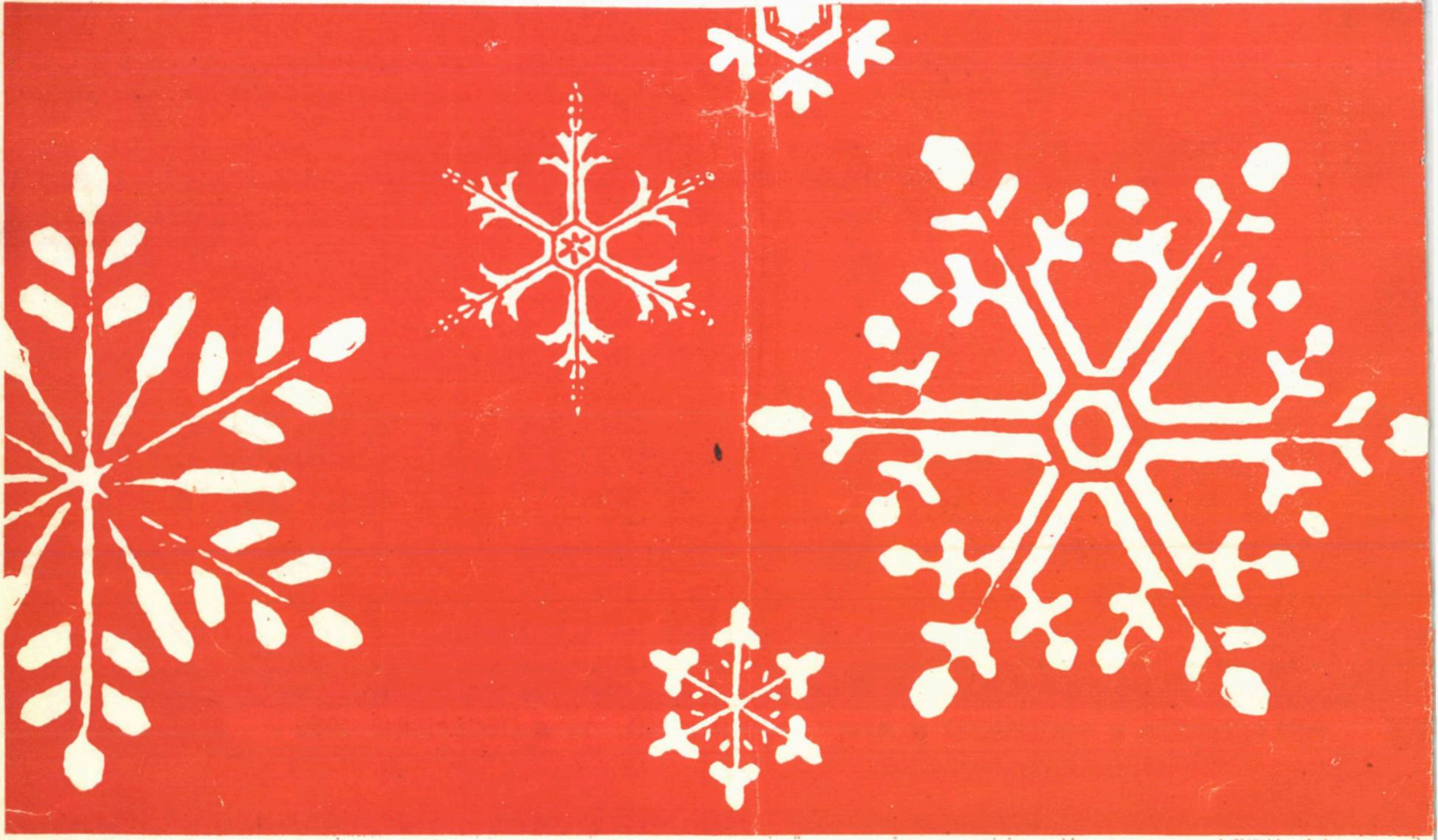
12

METALURGIA • BUCUREȘTI • ANUL XXXII • NR. 12 • DECEMBRIE 1980

Redacţia revistei Metalurgia
urează
cititorilor şi colaboratorilor săi

Metalurgia

LA MULŢI ANI!



METALURGIA

Anul 32 Nr. 12 decembrie 1980

CUPRINS

Forizs, Şt., Mazur Margareta şi *Ras, D.* : **Proprietăţile fizico-mecanice şi rezistenţa hidraulică a cocsului de schip pe fracţiuni granulometrice** 625

Gherasim, T. : **Aspecte energetice şi economice ale utilizării peletelor prereduse în furnal** 631

Cândea, S. şi *Deaconescu, Fl.* : **Utilizarea oalelor torpedo la transportul fontei lichide** 637

Gherasim, T. şi *Tilea, Gh.* : **Aspecte tehnice şi economice ale unei politici independente energetice la fabricaţia de ţevi la Întreprinderea de ţevi „Republica" — Bucureşti** 643

Taţian, C. : **Stabilirea curbei de presare la fabricarea formatelor pentru înzidirea oalei de turnare** . . 647

Cohn, E. şi *Petrescu, V.* : **Amestecuri de formare cu autoîntărire pe bază de ciment** 650

Riposan, I. şi *Filipescu, R.* : **Microalierea cu crom, în strat superficial, a pieselor din fontă cenuşie** 656

Szöcs, Şt. şi *Szöcs, Ecaterina* : **Unele consideraţii privind cinetica arderii carbonului şi siliciului în cuptoarele cu inducţie cu căptuşeală acidă** 660

Magda, I. : **Recondiţionarea unor piese din fontă** . . . 664

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Firescu, V. : **Posibilităţi de creştere a participaţiei cărbunilor indigeni în reţetele şarjelor pentru producerea cocsului metalurgic** 668

DOCUMENTARE

COLEGIUL DE REDACŢIE

NECULAI AGACHI, PIA BĂLU, GHEORGHE BUJGOI, ŞTEFAN CORNEA, CONSTANTIN DRAGOMIR, IANCU DRĂGAN, ION DRĂGAN, TRAIAN DUMITRESCU, MIHAIL ENACHE, SUZANA GÂDEA, CONSTANTIN IONESCU, PETRE MARCU, ION MOLDOVAN, MIHAI NICULESCU, IULIU OVESEA, FLOREA OPREA, IGINIO PAVONI, MIRCEA PENESCU, MIRCEA POPOVICI, CORNEL RIZESCU, MARIA SAVU, LAURENTIE SOFRONI — preşedintele colegiului, STĂNESCU C., IOSIF TRIPŞA, MARIN TRUŞCULESCU, CONSTANTIN URSULESCU, SILVIA VACU, CORNELIU VELINCOV, VASILE VULCU

Redactor : G. COJOCARIU
Tehnoredactor : EC. CHIPARIZOPOL

„Cititorii din străinătate se pot abona adresîndu-se la ILEXIM Departamentul Export-Import Presă, P.O. Box 136—137, telex : 11226, Bucureşti, str. 30 Decembrie nr. 3".

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice şi al Consiliului Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacţia şi administraţia, Bucureşti, str. Mendeleev 21—25, Setor 1, Telefon : 59.49.90. Revista este editată de ICEM — O.I.D. Instituţiile pot achita abonamentele în contul nostru de virament nr. 30.15.0.01.01. B.N. — R.S.R. — filiala sector VI — Institutul de cercetări metalurgice. Tarif pentru întreprinderi : lei 150 anual ; tarif pentru abonamente individuale : 48 lei anual. Costul unui exemplar : lei 5. Tiparul — Întreprinderea poligrafică „Informaţia", str. Brezoianu, nr. 23—25, Bucureşti

---

„Taxele poştale achitate conform aprobării D.G.P.Tc.
7/ 1

CONTENTS

DC: 662.741.3.539.4/3

Forizs, Şt., Mazur, Margareta and *Rus, D.*: **Physico-mechanical properties and hydraulic resistance of skip coke on grain-size fraction**

A determined hydraulic resistance is a very sensitive quality criterion for metallurgical coke.

The paper presents some remarks concerning the possibility to differentiate coke quality by MICUM and IRSID methods and to determine hydraulic resistance.

Initial pressure loss and pressure loss gradient differentiate coke quality the best, therefore IRSID proves to be a current and operative method for determining coke quality admitting the automation of coke characterization.

Metalurgia 32 (1980), nr. 12, p. 625—630

DC: 669.162.262: 621.311.152

Gherasim, T.: **Energetical and economical aspects of prereduced pellets used in blast-furnace**

The paper analyses the pre-reduction influence of pellets charged in blast-furnace on the energetical consumption structure at ironmaking as compared with the use of reducing gas injected in the tuyere and in the stack base.

It also presents the differentiate evolution of fuel prices as well as their influence on the total fuel cost/t-iron.

Metalurgia 32 (1980), nr. 12, p. 631—636

DC: 658.286—2: 669.13

Candea, S. and *Deaconescu, Fl.*: **The use of torpedo ladles at hot metal transport**

The article presents the advantages of torpedo ladles used at hot metal transport from blast furnace to meltshop. Statical, thermal, chemical and mechanical loading of torpedo ladles are analysed.

Refractories used to line torpedo ladles are generally alumino-silicate based and exceptionally basic materials (magnesia and dolomite based).

Metalurgia 32 (1980), nr. 12, p. 637—642

DC: 621.311—152: 621.774

Gherasim, T. and *Tilea, Gh.*: **Technical and economical aspects of an independent energetic politics for tubes production at „Republica" Works, Bucharest**

The paper presents the work's politics for using the most advanced technical processes in order to produce the whole required tube range ensuring at the same time the qualitative and dimentional diversification of production with a minimum energy consumption, according to the demands of chemical, aeronautical, petrolium and energetical industry.

Metalurgia 32 (1980), nr. 12, p. 643—646

DC: 666.763.621.74.32

Taţian, C.: **Determination of pressing curve at refractory production for ladle lining**

The paper presents clay refractory production technology and principal directions for improving their quality by processing the experimental data supplied by actual stage of technology.

Metalurgia 32 (1980), nr. 12, p. 647—649

DC: 621.742: 666.954.4

Cohn, E. and *Petrescu, V.*: **Forming mixtures based on self-hardening cement**

The paper presents the characteristics and technological properties of the forming mixtures prepared with Portland cement, having the hardening period reduced by adding calcium chloride.

There is shown the effect of this addition, the efficiency of its use and its influence on hardening rate and on technological properties of mixtures.

Metalurgia 32 (1980), nr. 12, p. 650—655

DC: 669.15.26

Ripoşan, I. and *Filipescu, R.*: **Chrome superficial microalloying of gray cast iron**

[illegible]face,
By applying ferro-chrome on core or on mould [illegible]btained.
chrome superficially microalloyed casts [illegible]perficial layer of casts
A free cementite structure [illegible]sistance at dry friction condi-
gives them a high ab[illegible]
tions.

Metalurgia 32 (1980), nr. 12, p. 656—659

DC: 621.365.5: 662.61

Szöcs, Şt. and *Szöcs, Ecaterina*: **Considerations on carbon and silicon burning kinetic in induction furnaces with acid lining**

The paper analyses the modification rate of carbon and silicon content during iron maintaining at different temperatures.

For the management of carbon and silicon oxidation pron cesses in induction furnaces experimentation and calculatio- of determined process parameters are quite necessary.

Metalurgia 32 (1980), nr. 12, p. 660—663

DC: 621.81.004.67

Madga, I.: **Iron castings reconditioning**

The paper analyses the reconditioning problem of some machine tool iron casts, by using steel dowel pins and pins.

The economical efficiency and some results concerning this way of reconditioning are presented.

Metalurgia 32 (1980), nr. 12, p. 664—667

DC: 662—741.3: 662.6 (498)

Firescu, V.: **Ways for rising domestic coals participation in charge composition to produce metallurgical coke**

Metalurgia 32 (1980), nr. 12, p. 668—672

SOMMAIRE

CD : 662.741.3 : 359.4/.5

Forizs, Şt., Mazur, Margareta et *Rus, D.* : **Les propriétés physiques et mécaniques et la résistance hydraulique du coke de skip, par fractions granulométriques**

La résistance hydraulique détérminée est un critère de qualité très important pour le coke métallurgique. Dans l'oeuvre on présente quelques observations concernant la possibilité de différencier la qualité du coke par les méthodes MICUM, IRSID et par la résistance hydraulique.

La perte de pression initielle et la gradient de pression d'après IRSID sont les meilleures modalités de différencier la qualité du coke, ainsi elles s'imposent comme une méthode courante et opérationnelle pour l'appréciation de la qualité du coke, permettant aussi l'automation de la caractérisation du coke.

Metalurgia 32 (1980), nr. 12, p. 625–630

CD : 669.162.262 : 621.311.152

Gherasim, T. : **Aspects énergétiques et économiques de [illegible] des boulets préréduits dans le haut fourneau**

On fait une analy[illegible] boulets enfournés dans le ha[illegible] incidence de la préréduction de la consommation énergétique pour l'éla[illegible] sur la structure de par comparaison à l'utilisatiom des gaz réducteurs [illegible] de la fonte, gueulard et à la base du haut fourneau. En même temps, on présente l'évolution différenciée des prix de combustibles employés et l'influence de ceux-ci sur le coût total des combustibles pour une tonne de fonte et on construit le nomogramme correspondant.

Metalurgia 32 (1980), nr. 12, p. 631–636

CD : 658.286–2 : 669.13

Cândea, S. et *Deaconescu, Fl.* : **L'utilisation des poches torpédo dans le transport de la fonte liquide**

L'article montre les avantages offertes par l'utilisation des poches torpédo pour le transport de la fonte liquide du haut fourneau à l'acierie. On fait une analyse des sollicitations statiques, thermiques, chimiqes et mécaniques auxquelles sont soumises les poches torpédo.

Les réfractaires utilisés au revêtement des poches torpédo sont, en genéral, silicoalumineux et, exceptionnellement, basiques (magnésiens ou dolomitiques).

Metalurgia 32 (1980), nr. 12, p. 637–642

CD : 621.311.152 : 621.774

Gherasim, T. et *Tilea, Gh.* : **Aspect techniques et économiques d'une politique d'independance énergétique pour la production des tubes à l'Entreprise de tubes ,,Republica', de Bucarest**

On montre l'orientation de l'entreprise dans le but d'appliquer les procédés technologiques les plus perfectionnés, capables de réaliser toute la gamme de tubes exigés par l'économie, en même temps assurant la diversité qualitative et dimensionnelle de la production avec une consommation d'énergie minimale, conformément aux éxigences des branches les plus importantes : l'industrie chimique, aéronautique, pétrochimique et énergetique.

Metalurgia 32 (1980), nr. 12, p. 643–646

CD : 666.763 : 621.746.32

Taţian, C. : **Détermination de la courbe de pressage dans la fabrication des formats pour le maçonnage de la poche de coulée**

On présente la tehnologie de production des réfractaires en chamotte, ainsi que les directions principales concernant l'amélioration de la qualité de ces réfractaires, fournis conformément aux traitement de données expérimentales fournies par l'étape actuelle de la technologie appliquées.

Metalurgia 32((1980), nr. 12, p. 647–649

CD : 621.742 : 666.954.4

Cohn, E. et *Petrescu, V.* : **Sables de moulage autodurcissants à base de ciment**

Dans l'oeuvre on présente les caractéristiques technologiques des sables de moulage préparés avec des ciments de Portland, auxquels on a réduit la période de durcissement par l'additions des solutions de chlorure de sodium.

On montre le mécanisme d'action de cette addition, l'eficience de son utilisation et son influence sur la vitesse de durcissement et les propriétés technologiques des sables.

Metalurgia 32 (1980), nr. 12, p. 650–655

DC : 669.15.26

Riposan, I. et *Filipescu, R.* : **Microalliage au chrome, en couche superficielle, des pieces en fonte grise**

Par l'application du ferro-chrome sur la surface du noyau [illegible] moule, on peut obtenir de pièces microalliées au chrome dans [illegible] superficielle.

L'obtention d'une structure [illegible] libre dans la couche superficielle des pièces confère à celles — [illegible] haute résistance à l'usure, dans des conditions de friction sèche.

Metalurgie 32 (1980), nr.12, p. 656–659

DC : 621.365.5 : 662.61

Szöcs, Şt et *Szöcs, Ecaterina* : **Considérations sur la cinétique de cuisson du carbone et du silicium dans des fours à induction et revêtement acide**

On traite sur la vitesse de variation de la teneur en carbone et sillicium pendant le maintien de la fonte aux différentes températures.

Pour la conduite des processes d'oxydation du carbone et du sillicium dans les fours à induction, il est absolument nécessaire d'expérimenter et de calculer les paramètres de processus déterminés dans l'oeuvre.

Metalurgia 32 (1980), nr. 12, p. 660–663

CD : 621.81 : 004.67

Magda, I. : **Régéneration des certaines pièces en fonte**

On traite sur le problème de la régénération, dans l'étape actuelle, pour les pièces en fonte de machines-outils, par l'utilisation des goujons et des goupilles en acier, et des matériaux d'apport différents pour le soudage.

On montre l'efficience économique et quelques résultats concernant cette modalité de régénération.

Metalurgia 32((1980), nr. 12, p. 664–667

CD : 662.741.3 : 662.6/(498)

Firescu, V. : **Possibilités d'accroître la participation des charbons indigènes dans les recettes de charge pour la fabrication du coke métallurgique.**

Metalurgia 32 (1980), nr. 12, p. 668–672

INHALT

DK : 662.741.3 : 539.4.5

Forizs, Şt., Mazur, Margareta und *Rus, D.* : **Physisch-mechanische Eigenschaften und der hydraulische Widerstand des Hüttenkokses auf Korngruppen**

Der bestimmte hydraulische Widerstand ist ein sehr empfindliches Qualitätskriterium für Hüttenkoks.

In der Arbeit wird die Möglichkeit der Koksqualitätsbestimmung nach den Methoden MICUM und IRSID beschrieben.

Der Anfangsdruckverlust und der Druckgradient nach IRSID bestimmen am besten die Koksqualität. Diese Methode wird laufend angewendet, sie gestattet die Automatisierung des Bestimmungsprozesses.

Metalurgia 32 (1980), nr. 12 p. 625—630

DK : 669.162.262 : 621.311.152

Gherasim, T. : **Energetische und ökonomische Aspekte beim Einsatz der vorreduzierten Pellets im Hochofen**

Es wird der Einfluss der im Hochofenmöller eingeführten Pellets auf den Energieverbrauch, bei der Gusseisenherstellung, im Vergleich mit der Anwendung der in der Windform und in der Ofenschacht eingeblasenen Reduktionsgase, analysiert.

Zugleich werden die Preisentwicklung für die Brennstoffe und der Einfluss dieser Preise auf die Gesamtkosten der Brennstoffe/t Gusseisen angeführt.

Metalurgia 32 (1980), nr. 12, p. 631—636

DK : 658.286.2 : 669.13

Cândea, S. und *Deaconescu, Fl.* : **Anwendung der Torpedopfannen für den Transport des flüssigen Gusseisens**

In der Arbeit werden die Vorteile der Anwendung von Torpedopfannen für den Transport des Gusseisens vom Hochofen zum Stahlwerk beschrieben. Es werden statische, thermische, chemische und mechanische Beanspruchungen analysiert, bei denen die Torpedopfannen arbeiten müssen. Die für die Zustellung benutzten feuerfesten Erzeugnisse sind im allgemeinen Silikoaluminium und ausnahmsweise basische Stoffe (Magnesit-und Dolomitsteine).

Metalurgia 32 (1980), nr. 12, p. 637—642

DK : 621.311.152 : 621.774

Gherasim, T. und *Tilea Gh.* : **Technische und ökonomische Aspekte einer selbständigen energetischen Politik bei der Rohrherstellung im Werk „Republica'' Bukarest**

In der Arbeit werden die Massnahmen angegeben für die Anwendung der verllvokommnesten technologischen Verfahren für die Herstellung der gesamten, von der Volkswirtschaft verlangten Rohrpalette ; die Diversifikation der Erzeugnisse mit einem minimalen Energieverbrauch, gemäss den Industriezweigen wie Chemie, Flugzeugbau, Erdöl u.s.w.

Metalurgia 32, (1980), nr. 12, p. 643—646

DK : 666.763 : 621.746.32

Taţian, C. : **Aufstellung der Presskurve bei der Herstellung der feuerfesten Steine für die Zustellung der Giesspfannen**

Es wird eine Technologie beschrieben über die Herstellung der feuerfesten Schamotteerzeugnisse und die wichtigsten Wege zur Verbesserung deren Qualitäten nach der Verarbeitung der Experimentaldaten.

Metalurgia 32 (1980), nr. 12, p. 647—649

DK : 621.742 : 666.954.4

Cohn, E. und *Petrescu, V.* : **Selbsthärtende Formstoffe auf Zementbasis.**

Es werden die Kennzeichen und die technologischen Eigenschaften angegeben der mit Portlandzement hergestellten Formstoffe mit Kalziumchloridzusatz, für die Kürzung der Härteperiode.

Der Wirkungsmechanismus dieses Zusatzes und der Einfluss auf die Härtegeschwindigkeit bzw. den Eigenschaften der Formstoffe werden analysiert.

Metalurgia 32 (1980), nr. 12, p. 650—655

DK : 669.15.26

Riposan, I. und *Filipescu, R.* : **Die Mikrolegierung mit Chrom der Oberflächenschicht von Gusseisenteilen**

Durch das Auftragen des Ferrochroms auf die Kern-oder Formoberfläche, erhält man Gusseisenteile mit Chromlegierter Oberflächenschicht.

Die in der Oberflächenschicht erhaltene freie Zementit verleiht den Teilen eine höhere Verschleissfestigkeit gegen Trockenreibung.

Metalurgia 32 (1980), nr. 12, p. 656—659

DK : 621.365.5 : 662.61

Szöcs, Şt. und *Szöcs, Ecaterina* : **Einige Betrachtungen über die Verbrennungskinetik von Kohlenstoff und Silizium in Induktionsöfen mit sauerer Zustellung.**

In der Arbeit wird die Schwankungsgeschwindigkeit des Kohlenstoff — bzw. Siliziumgehaltes während des Warmhaltens des Roheisens beschrieben.

Für die Leitung der Oxydationsprozesse in den Induktionsöfen müssen die Prozessparameter experimentiert und berechnet werden.

Metalurgia 32 (1980), nr. 12, p. 660—663

DK : 621.81.004.67

Magda, I. : **Wiederinstandsetzung einiger Gusseisenteile**

Es wird die Frage der Wiederinstandsetzung der Gusseisenteile für Werkzeugmaschinen behandelt durch den Einsatz von Stiftschrauben und Steckbolzen und verschiedener Schweisszusatzmaterialien.

Es wird die Wirtschaftlichkeit angeführt und einige Resultate der Wiederinsandsetzung angegeben.

Metalurgia 32 (1980), nr. 12, p. 664—667

DK : 662.741.3 : 662.6 (498)

Firescu, V. : **Möglichkeiten zur Steigerung der Beteiligung von inländischen Kohlen in der Füllung für die Koksherstellung**

Metalurgia 32 (1980), nr. 12, p. 668—672

СОДЕРЖАНИЕ

ДК : 662.741.3 : 539.4/.5

Фориш, Шт., Мазур, Маргарета и Рус, Д.: **Физико-механические свойства и гидравлическое сопротивление скипового кокса на гранулометрическое сопротивление скипового кокса на гранулометрические фракции**

Определенное гидравлическое сопротивление составляет очень чувствительный качественный критерий для металлургического кокса.

В работе представлены некоторые замечания, касающиеся возможности дифференциирования качества кокса методами МИКУМ, ИРСИД, а также и определение гидравлического сопротивления.

Metalurgia 32 (1980), nr. 12, p. 625—630

ДК : 669.162.622 : 621.311.152

Герасим, Т.: **Энергетические и экономические аспекты использования окатышей предварительно восстановленные в доменной печи**

Анализируется влияние предварительного восстановления окатышей, загруженных в доменную печь на структуру энергетического расхода при выплавке чугуна, по сравнению с применением восстановительных газов, вдуваемых в фурму и в основание шахты. Одновременно, представлена и диференциированная эволюция стоимости соответствующих топлив на тонну чугуна, составляя также и соответствующую номограмму.

Metalurgia 32 (1980), nr. 12. p. 631—636

ДК :658.286.2 : 669.13

Кындя, С. и Деаконеску, Ф.: **Использование ковшей торпедо при транспортировке жидкого чугуна**

Статья представляет преимущества использования ковшей торпедо при транспортировке чугуна от доменной печи до сталеплавильного цеха. Анализируются стастические, термические, химические и механические нагрузки, которым подвержены ковши торпедо.

Огнеупорные материалы, используемые при футеровке ковшей торпедо в основном силикоалюминиевые и исключительно из основных материалов (магниевых или доломитовых).

Metalurgia 32 (1980), nr. 12, p. 637—642

ДК : 621.311.152 : 621.774

Герасим, Т. и Тиля, Г.: **Технические и экономические аспекты независимой энергетической политики при производстве труб на заводе Република, Бухарест**

В работе представлена ориентировка предприятия, которая применяет самые усовершенствованные технологические процессы, пригодные для реализации полной гаммы труб, требуемой для экономики, одновременно обеспечивая качественное и измерительное разнообразие производства с меньшим энергетическим расходом, соответственно потребностям главных отраслей химической, аэронавтической, нефтяной и энергетической промышленности.

Metalurgia 32 (1980), nr. 12, p. 643—646

ДК : 666.763 : 621.746.32

Тациан, К.: **Установление кривой прессования при изготовлении форматов для кладки разливочных ковшей.**

Представлена технология производства огнеупорных шамотных изделий и основные направления повышения их качества, на основе обработки экспериментальных данных, доставленных современной стадией применяемой технологии.

Metalurgia 32 (1980), nr. 12, p. 647—649

ДК : 621.742 : 666.954.4

Кон, Е. и Петреску, В.: **Формовочные смеси с самозатвердеванием на основе цемента**

В работе представлены характеристики и технологические свойства формовочных смесей, изготовленных с цементами портланд, у которых сократился период затвердевания добавлением раствора хлористого кальция.

Представлен механизм действия этой добавки, эффективность её использования и влияние на скорость затвердевания и технологические свойства смесей.

Metalurgia 32 (1980), nr. 12, p. 650—655

ДК : 669.15.26

Рипошан, И. и Филипеску, Р.: **Микролегирование хромом, в поверхностном слое, изделий из серого чугуна**

Покрытием поверхности стержня или формы феррохромом можно получить изделия микролегированные хромом в поверхностном слое.

Получение структуры со свободным цементитом в поверхностном слое изделий придает этим повышенную прочность на изгиб, в условиях сухого трения.

Metalurgia 32 (1980), nr. 12, p. 656—659

ДК : 621.365.5 : 662.61

Сёчь, Шт. и Сёчь, Екатерина: **Некоторые соображения по кинетике сгорания углерода и кремния в индукционных печах с кислой футеровкой**

В работе изучается скорость вариации содержания углерода и кремния при выдержке чугуна на различных температурах.

Необходимо при управлении окислительного процесса углерода и кремния в индукционных печах экспериментирование и вычисление параметров процесса, определенных в работе.

Metalurgia 32 (1980), nr. 12, p. 660—663

ДК : 621.81.004.67

Магда, И.: **Восстановление чугунных частей**

Рассматривается вопрос восстановления на современном этапе некоторых чугунных частей для станков использованием нажимных винтов, стальных штивтов и различных присадочных материалов для сварки.

Представлена экономическая эффективность и некоторые результаты в связи с таким образом восстановления.

Metalurgia 32 (1980), nr. 12, p. 664—667

ДК : 662.741.3 : 662.6 (498)

Фиреску, В.: **Возможности повышения участия отечественных углей в рецептах плавок для изготовления металлургического кокса**

Metalurgia 32 (1980), nr. 12, p. 668—672

METALURGIA 12

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA 1980

Ing. Șt. Forizs, ing. Margareta Mazur
și ing. D. Rus
C.I.S. – C.C.P.F.P.S. – Hunedoara

Proprietățile fizico-mecanice și rezistența hidraulică a cocsului de schip pe fracțiuni granulometrice

CZ : 662.741.3 : 539.4/.5

Dezvoltarea tehnologiei de elaborare a fontei, utilizarea încărcăturii metalice special pregătite prin aglomerare și peletizare, sortarea și calibrarea minereurilor brute și a calcarului au dus la scăderea granulației absolute a încărcăturii metalice, ceea ce a impus și modificarea granulației cocsului în scopul evitării dezechilibrării regimului hidraulic al furnalului. Astfel se explică scăderea limitei granulometrice superioare și inferioare a cocsului metalurgic, care la unele uzine japoneze a ajuns la 50—25 mm sau chiar 50—16 mm.

Acest cocs de granulație absolută, mai mică, trebuie să aibă proprietăți fizico-chimice și fizico-mecanice bune, care să sufere o degradare mai mică pe măsura coborîrii coloanei de material sub acțiunea sarcinilor complexe din furnal.

Din analiza anterioară a rezultatelor obținute privind influența diferitelor caracteristici ale cocsului asupra consumului specific de cocs, la un furnal de 1000 m³, la C.S.H., a rezultat o influență negativă directă sau indirectă a fracției + 60 mm din cocsul de schip și influența nesemnificativă sau chiar contradictorie a rezistenței mecanice MICUM (M_{40})*).

Din acest motiv s-a considerat necesară efectuarea unor încercări, cu scopul determinării caracteristicilor mecanice și hidraulice ale diferitelor fracții granulometrice ale cocsului de schip.

Metodologia de lucru a fost descrisă amănunțit, constînd din separarea cu ajutorul ciurului mecanizat a fracțiilor + 60 mm, + 40 mm și + 20 mm, respectiv fracțiile intermediare 60—40 mm, 40—20 mm din proba medie inițială de cocs — schip.

Prima problemă care s-a pus a fost stabilirea influenței fracției + 60 mm și a diametrului mediu armonic (D. armonic) asupra indicilor de calitate MICUM.

În tabelul 1 se redau caracteristicile medii ale cocsului + 60 mm, + 40 mm și ale cocsului de schip, din care s-au separat fracțiile respective.

Tabelul 1

Fr. + 60 mm, %	D_0, mm	M_{40}^{+60}, %	M_{10}^{+60}, %	M_{40}^{+40}, %	M_{10}^{+40}, %
25,24	44,27	79,94	6,19	73,76	5,98

Corelațiile obținute în vederea determinării influenței fracției + 60 mm și a diametrului mediu armonic al cocsului de schip au forma :

$$M_{40}^{+60} = 78{,}78 + 0{,}045\ (\text{fr.} + 60\ \text{mm}) : \quad r = 0{,}146$$

$$M_{40}^{+60} = 74{,}55 + 0{,}122\ D_0 : \quad r = 0{,}153$$

$$M_{10}^{+60} = 4{,}60 + 0{,}062\ (\text{fr.} + 60\ \text{mm}) : \quad r = 0{,}333$$

$$M_{10}^{+60} = 7{,}60 - 0{,}032\ D_0 : \quad r = 0{,}056$$

$$M_{40}^{+40} = 71{,}68 + 0{,}082\ (\text{fr.} + 60\ \text{mm}) : \quad r = 0{,}217$$

$$M_{40}^{+40} = 68{,}70 + 0{,}14\ D_0 : \quad r = 0{,}118$$

$$M_{10}^{+40} = 4{,}65 + 0{,}052\ (\text{fr.} + 60\ \text{mm}) : \quad r = 0{,}328$$

$$M_{10}^{+40} = 2{,}94 + 0{,}069\ D_0 : \quad r = 0{,}168$$

Din analiza datelor prezentate în tabel, a ecuațiilor și a coeficienților de corelație rezultă următoarele :

— nivelul absolut de rezistență mecanică exprimată prin M_{40} este în medie cu 6—8 puncte mai mare dacă determinarea s-a efectuat pe fracția + 60 mm față de valorile obținute introducînd în tobă fracția + 40 mm ;

— rezistența M_{40} crește în ambele cazuri cu creșterea fracției + 60 mm în cocsul de schip și cu creșterea diametrului mediu ;

— fracția + 60 mm contribuie în mai mare măsură la formarea fracției mărunte M_{10}, din care cauză corelația dependenței M_{10} de această fracție are un coeficient de corelație mai mare și semnificativ $r = 0{,}333$ la fracția + 60 mm și $r = 0{,}328$ la fracția + 40 mm.

---

*) Proprietățile gazodinamice ale cocsului metalurgic — criteriu de calitate.

Separarea fracției + 60 mm sau a fracției + 40 mm din cocsul de schip nu dă informații satisfăcătoare privind influența cocsului de schip în ansamblu asupra caracteristicilor mecanice determinate. Din acest motiv, pentru a stabili influența directă a fracției + 60 mm din cocsul de schip asupra rezistenței mecanice M_{40}, s-au efectuat determinări MICUM direct din cocsul de schip + 20 mm. Variația mare a fracției + 60 mm, în perioada analizată, de la 10—40 % în cocsul de schip, a permis obținerea unor date semnificative în acest sens.

Tabelul 2

Nr.	Cocs schip + 60 mm	MICUM					
		+60	60—40	40—20	20—10	M_{10}	M_{40}
1.	10,4	9,4	33,8	54,3	0,8	1,6	43,2
2.	22,4	12,8	46,2	33,8	0,8	3,4	59,0
3.	13,2	7,8	40,0	46,4	1,4	4,4	47,8
4.	33,6	15,8	39,2	39,2	1,4	4,4	55,4
5.	27,4	17,4	42,2	32,2	0,8	7,4	59,4
6.	17,2	9,0	33,6	49,2	1,4	6,8	42,6
7.	26,6	14,2	42,0	36,4	0,8	6,6	54,2
8.	33,6	18,6	45,0	31,0	0,6	4,8	33,6
9.	13,2	7,6	34,0	50,6	0,6	7,2	41,6
10.	40,8	25,6	45,0	23,8	0,4	5,2	70,6
11.	20,4	9,0	39,8	47,2	0,6	3,4	48,8
12.	24,0	13,2	40,0	35,4	0,6	10,8	53,2

Rezultatele acestor determinări sînt redate în tabelul 2, iar repartizarea valorilor obținute de rezistență MICUM este redată în figura 1 (M_{40}^{+20}), împreună cu datele corespunzătoare pentru fracția + 40 mm (M_{40}^{+40}) și fracția + 60 mm (M_{40}^{+60}).

Din ecuațiile de regresie prezentate, repartizarea punctelor și a coeficienților de regresie, rezultă că influența fracției + 60 mm asupra rezistenței mecanice (M_{40}) nu este uniformă, ci crește pe măsura micșorării limitei inferioare a granulației de cocs.

Creșterea fracției + 60 mm în cocsul de schip de la 10 la 40 %, în cazul fracției + 60 mm determină creșterea rezistenței M_{40} cu 1,5 — 2,0 puncte, iar la fracția 40 mm, cu 2,5 — 3,0 puncte.

La determinările efectuate asupra cocsului brut de schip de + 20 mm influența fracției + 60 mm depășește de zeci de ori influența sa la celelalte fracții, arătate mai sus. Astfel, în același interval de variație a fracției + 60 mm în cocsul de schip de la 10—40 %, M_{40} a crescut de la 40—70 %, adică cu 30 de puncte.

Se constată micșorarea bruscă a nivelului mediu de rezistență pe măsura scăderii limitei inferioare a granulației de cocs, separată din proba de cocs – schip. Astfel, la fracția +60 mm rezistența mecanică medie M_{40}^{+60} este 79,94 %, la fracția + 40 mm M_{40}^{+40} este de 73,77 %, iar la cocsul de schip inițial M_{40}^{+20} are o valoare medie de numai 53,40 %.

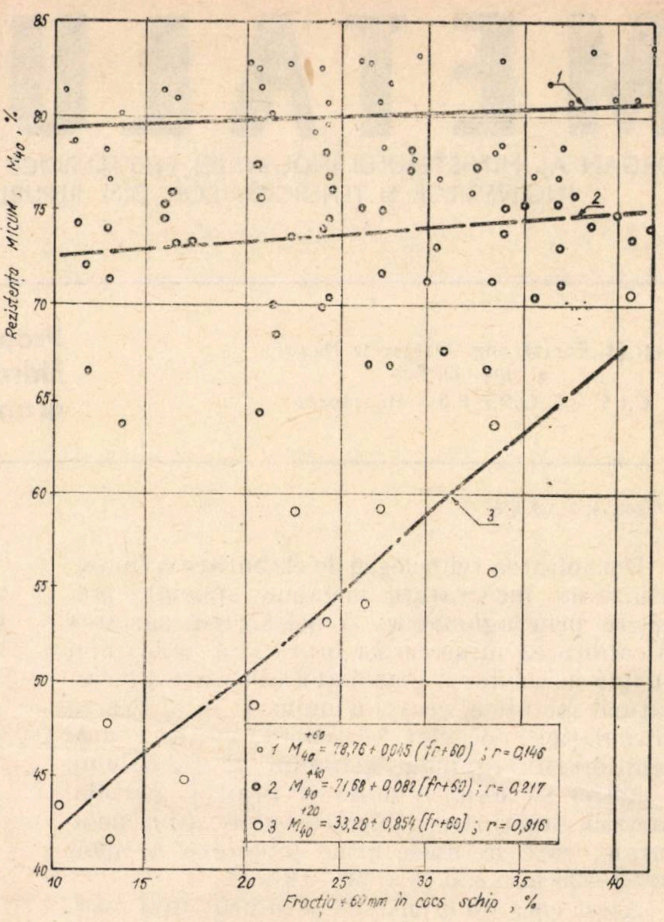


Fig. 1. Repartizarea valorilor de rezistență MICUM

Această constatare confirmă contradicția esențială între modul de exprimare și determinarea rezistenței mecanice M_{40} după metoda MICUM uzuală.

În cazul de față, din același lot de cocs s-au obținut trei valori medii cu totul diferite pentru rezistența mecanică MICUM (M_{40}). Aceste valori în nici unul din cazurile analizate nu exprimă calitatea reală a cocsului de schip introdus în furnal :

— M_{40} efectuat din fracțiile + 60 mm și + 40 mm, separate cu ciur mecanizat corespunzător din cocsul de schip + 20 mm, include fracțiile 60 — 40 mm și 40 — 20 mm ;

— M_{40} efectuat din cocsul de schip + 20 mm nu corespunde principiului de determinare a rezistenței mecanice, după care ciurul pe care se face determinarea trebuie să fie egal sau mai mic decît ciurul cu care s-a prelevat proba. Această metodologie s-a utilizat numai cu scopul de a stabili influența directă a fracției + 60 mm asupra rezistenței mecanice M_{40}.

Tabelul 3

Caracteristici statistice conform STAS 7122/74

Variabila	Media aritmetică $M\bar{x}$	Valoarea		Abaterea medie pătratică, S%	Coeficient de variaţie, C.V%	Distribuţia	Frecvenţa, %
		minimă	maximă				
Fr + 60 X_1	23,11	10,4	40,8	7,99	0,35	NORMALĂ	35,0
D_0 X_2	42,70	35,7	48,5	3,57	0,084	,,	35,0
M_{40}^{+40} X_3	72,20	58,6	80,2	0,79	0,070	,,	30,0
M_{40}^{+60} X_4	80,88	76,4	86,4	25,02	0,031	NENORMALĂ	35,0
M_{40}^{60-40} X_5	70,39	59,6	80,8	5,54	0,079	NORMALĂ	25,0
M_{10}^{+40} X_6	54,90	2,4	7,8	1,44	0,26	NENORMALĂ	30,0
M_{10}^{+20} X_7	69,50	3,8	10,2	1,86	0,27	NORMALĂ	25,0
M_{10}^{60-40} X_8	52,10	2,0	8,2	1,55	0,30	,,	30,0
I_{20}^{+20} X_9	82,52	80,0	86,0	1,51	0,018	,,	35,0
I_{20}^{+60} X_{10}	81,29	76,4	86,6	2,70	0,033	NENORMALĂ	30,0
I_{20}^{60-40} X_{11}	84,10	80,8	88,6	1,95	0,023	NORMALĂ	30,0
I_{20}^{40-20} X_{12}	85,24	82,4	89,6	1,59	0,018	,,	42,1
I_{10}^{+20} X_{13}	15,12	10,2	18,4	2,17	0,14	,,	35,0
I_{10}^{+60} X_{14}	16,76	10,0	22,0	3,02	0,18	,,	30,0
I_{10}^{60-40} X_{15}	12,99	6,6	16,8	2,91	0,22	NENORMALĂ	40,0
I_{10}^{40-20} X_{16}	11,75	8,0	14,6	2,05	0,17	NORMALĂ	35,0
ΔP_I^{+20} X_{17}	146,16	99,9	182,3	2,21	0,15	,,	30,0
ΔP_I^{+60} X_{18}	144,17	116,2	227,3	18,55	0,13	,,	26,3
ΔP_I^{60-40} X_{19}	143,98	108,5	176,8	19,78	0,14	,,	25,0
ΔP_I^{40-20} X_{20}	129,88	107,9	153,8	12,71	0,097	,,	30,0
ΔP_{40}^{+40} X_{21}	69,01	46,7	91,8	12,45	0,18	NENORMALĂ	40,0

Din aceste încercări rezultă că în condiţiile actuale se poate accepta numai o asemenea metodă de apreciere a rezistenţei mecanice a cocsului metalurgic la furnale (cocsul de schip), care include toate fracţiile de cocs introduse în furnal.

În cele arătate mai sus s-a analizat numai influenţa separării fracţiilor cu ciurul de 60, 40 şi 20 mm asupra rezistenţei mecanice MICUM (M_{40}).

În vederea definitivării concluziilor privind proprietăţile fizico-mecanice şi hidraulice ale cocsului de schip în ansamblu şi pe fracţii granulometrice, din aceeaşi probă medie s-au efectuat determinări de rezistenţă MICUM, IRSID şi rezistenţă hidraulică, înainte şi după tobă asupra fracţiilor de cocs + 20, + 40, + 60 mm şi a fracţiilor intermediare 60—40 mm şi 40 — — 20 mm.

Caracteristicile statistice ale acestor încercări sînt sintetizate în tabelul 3 şi figurile 2 şi 3 pentru rezistenţa MICUM şi IRSID şi în figura 4 pentru rezistenţa hidraulică.

Din datele prezentate rezultă următoarele observaţii :

— rezistenţa mecanică determinată după MICUM scade de la fracţia + 60 mm la fracţia +40 mm şi + 20 mm, fracţia intermediară 60—40 mm are o valoare a rezistenţei mecanice M_{40} mai mică decît fracţia + 40 mm (70,39% faţă de 72,20%), datorită neparticipării fracţiei + 60 mm la rezistenţă ;

— orientarea după rezistenţa mecanică M_{40} a fracţiei + 60 mm (80,88%) duce în eroare, indicînd rezistenţă mecanică maximă pentru fracţia cea mai slabă ;

— rezistenţa la roadere M_{10} are valoarea medie cea mai mare la fracţia + 60 mm (M_{10} = = 6,45%) şi valoarea minimă 5,21% la fracţia intermediară 60—40 mm.

Diferenţa între valorile lui M_{10} a diferitelor fracţii este aşa de mică, încît aproape se încadrează în eroarea de determinare şi nu diferenţiază în suficientă măsură clasele granulometrice de cocs:

— determinările de rezistenţă după metoda IRSID indică valori ale rezistenţei mecanice I_{20} de acelaşi ordin de mărime la fracţiile +60 şi +40 mm şi o creştere la cocsul de schip în ansamblu şi la fracţiile intermediare 60—40 mm şi 40—20 mm;

— rezistenţa mecanică minimă I_{20} apare la fracţia +60 mm (I_{20} = 81,29%), iar maximă la fracţia 40—20 mm (I_{20} = 85,25%);

— diferenţierea este mai puternică în cazul rezistenţei la roadere I_{10}, care prezintă valoarea maximă la fracţia +60 mm (I_{10} = 16,76%) şi valoarea minimă de 11,75% la fracţia 40—20 mm.

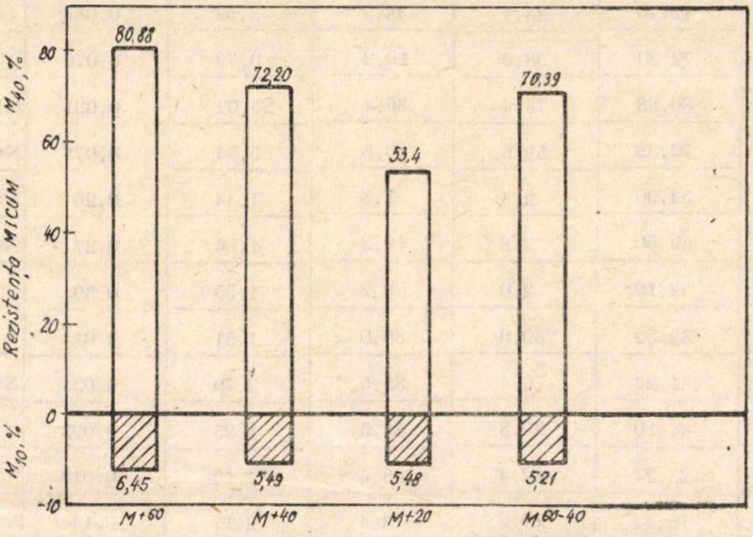


Fig. 2. Caracteristicile statistice ale determinărilor de rezistenţă MICUM

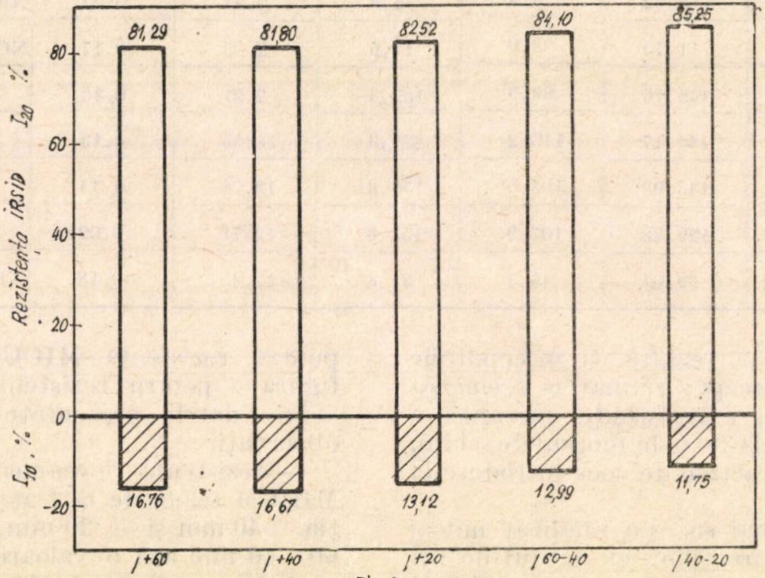


Fig. 3

Fig. 3, Reprezentarea statistică a determinărilor IRSID

Din compararea datelor prezentate în tabel şi grafice rezultă că, datorită sarcinilor dinamice insuficiente, de 100 ture, la determinarea MICUM nu are loc o realizare suficientă a fisurilor şi o distrugere satisfăcătoare a macrostructurii cocsului, care să diferenţieze calitatea cocsului pe fracţii după indicatorul de rezistenţă la roadere (M_{10}). Indicatorul real de rezistenţă mecanică (M_{40}) este mascat de proprietăţile fracţiilor granulometrice mari introduse în tobă.

Metoda IRSID, datorită celor 500 de rotaţii ale tobei la care este supus cocsul, diferenţiază

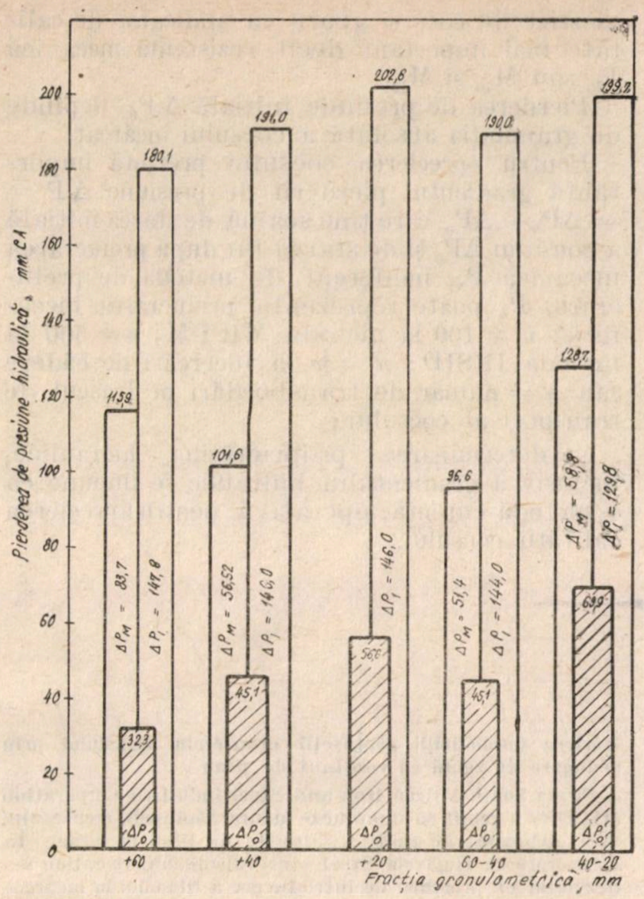


Fig. 4. Reprezentarea statistică a încercărilor la rezistenţă hidraulică

mai bine rezistenţa la roadere I_{10}, iar rezistenţa mecanică I_{20} exprimă mai obiectiv proprietăţile macrostructurate ale fracţiilor de cocs şi ale cocsului de schip în ansamblu.

Trebuie menţionat faptul că valorile prezentate în figură reprezintă valorile medii statistice a 20 determinări, ceea ce atenuează în mare măsură diferenţele. După cum s-a constatat, cu cît un cocs este mai slab din punct de vedere macrostructural, cu atît are o valoare mai mare a roaderii I_{10} la fracţia + 60 mm şi o valoare mai mică I_{10} la fracţiile de bază 60—40 mm şi 40—20 mm.

Verificarea influenţei fracţiei + 60 mm şi a diametrului mediu armonic iniţial D_0 asupra datelor de rezistenţă obţinute prin metoda IRSID a permis obţinerea următoarelor ecuaţii de regresie :

$$I_{20} = 83{,}74 - 0{,}042\ (\text{fr.} + 60\ \text{mm}) \qquad r = 0{,}188$$

$$I_{20} = 80{,}97 + 0{,}039\ D_0 \qquad r = 0{,}068$$

$$I_{10} = 12{,}33 + 0{,}068\ (\text{fr.} + 60\ \text{mm}) \qquad \underline{r = 0{,}334}$$

$$I_{10} = 11{,}55 + 0{,}057\ D_0 \qquad r = 0{,}109$$

Aceste ecuaţii confirmă influenţa mai însemnată a fracţiei + 60 mm asupra rezistenţei la roadere, subliniindu-se distrugerea abrazivă mai puternică a fracţiei + 60 mm.

Diferenţierea calităţii cocsului prin rezistenţa hidraulică

În scopul stabilirii legăturii proprietăţilor mecanice ale cocsului şi a rezistenţei hidraulice, în figura 4 s-au comparat rezistenţele hidraulice la fracţiile granulometrice iniţiale şi după prelucrarea în tobă prin cele două metode.

Rezistenţa hidraulică iniţială oscilează, după cum era de aşteptat, în funcţie de granulaţia iniţială absolută, avînd valoare minimă la fracţia + 60 mm ($\Delta P_0^{+60} = 32{,}33$ mm col. H_2O), creşte la 45,1 mm col. H_2O pentru fracţia + 40 mm şi la 56,6 mm col. H_2O la fracţia + 20 mm (cocsul de schip). Valoare maximă prezintă fracţia intermediară 40 — 20 mm ($\Delta P_0^{40-20} =$ 69,9 mm col. H_2O).

Rezistenţa hidraulică după determinarea MICUM (adică după 100 ture) este mai mare ($\Delta P_{100}^{+60} = 115{,}9$ mm col. H_2O) la fracţia + 60 mm faţă de 101,6 mm la fracţia + 40 mm şi numai 96,6 mm col. H_2O la fracţia intermediară 60—40 mm.

Gradientul pierderii de presiune după determinarea MICUM ($\Delta P_M = \Delta P_{100} - \Delta P_0$) diferenţiază mai bine şi mai real fracţiile de cocs, această valoare fiind 83,7 mm col. H_2O pentru fracţia 60 mm, 56,52 mm col. H_2O pentru fracţia + 40 mm, 51,4 mm col. H_2O pentru fracţia 60—40 mm şi 58,8 mm col. H_2O pentru fracţia 40—20 mm.

Rezistenţa hidraulică după determinarea IRSID ΔP_{500} prezintă valoarea maximă la cocsul de schip + 20 mm ($\Delta P_{500}^{+20} = 202{,}6$ mm col. H_2O), la celelalte fracţii avînd valori mai mici.

Gradientul rezistenţei hidraulice după IRSID $\Delta P_I = (\Delta P_{500} - \Delta P_0)$ are valoarea maximă la fracţia + 60 mm, $\Delta P_I^{+60} = 147{,}8$ mm col. H_2O şi minimă la fracţia intermediară 40 — 20 mm $\Delta P_I^{40-20} = 129{,}8$ mm col. H_2O.

În scopul stabilirii legăturii între rezistenţa hidraulică şi rezistenţa mecanică şi la roadere s-au efectuat corelaţiile gradienţilor de rezistenţă hidraulică în funcţie de rezistenţa mecanică şi rezistenţa la roadere.

Din ecuaţiile de regresie şi coeficienţii de corelare redaţi mai jos rezultă o legătură semnificativă între gradientul rezistenţei hidraulice în funcţie de rezistenţa mecanică şi rezistenţa la roadere după metoda IRSID.

$$\Delta P_M^{+60} = 89{,}38 - 0{,}660\ M_{40}^{+60}; \qquad r = 0{,}167$$

$$\Delta P_M^{+60} = 35{,}54 + 0{,}945\ M_{10}^{+60}; \qquad r = 0{,}158$$

$$\Delta P_M^{+40} = 39{,}94 + 0{,}297\ M_{40}^{+40}; \qquad r = 0{,}081$$

$$\Delta P_M^{+40} = 51{,}58 + 0{,}583\ M_{10}^{+40}; \qquad r = 0{,}062$$

$$\Delta P_I^{+20} = 502{,}66 - 4{,}580\ I_{20}^{+20}; \qquad \underline{r = 0{,}382}$$

$$\Delta P_I^{+20} = 78{,}50 + 3{,}229\ I_{10}^{+20}; \qquad r = 0{,}248$$

Concluziile generale rezultate din analiza proprietăţilor cocsului pe diferite clase granulometrice sînt :

— fracţia + 60 mm este cea mai slabă din punct de vedere macrostructural, constatată atît prin rezistenţa mecanică şi rezistenţa la roadere după IRSID (I_{20} şi I_{10}), cît şi prin gradientul hidraulic după ambele metode ;

— rezistenţa mecanică M_{40} nu reprezintă calitatea reală a cocsului metalurgic şi scade cu scăderea dimensiunii granulometrice a cocsului introdus în tobă ;

— rezistenţa la roadere M_{10} nu diferenţiază calitatea cocsului pe clase granulometrice ;

— rezistenţa mecanică I_{20} exprimă rezistenţa mecanică reală a fracţiilor granulometrice şi a cocsului de schip ;

— rezistenţa la roadere I_{10} diferenţiază mai puternic gradul de distrugere a claselor granulometrice de cocs şi apare ca indicator de calitate mai important decît rezistenţa mecanică I_{20} sau M_{40} şi M_{10}.

Pierderea de presiune iniţială ΔP_0 depinde de granulaţia absolută a cocsului încărcat.

Pentru aprecierea cocsului prezintă importanţă gradientul pierderii de presiune $\Delta P = \Delta P_n - \Delta P_0$, care ţine seamă de starea iniţială a cocsului ΔP_0 şi de starea lui după prelucrarea mecanică P_n, indiferent de metoda de prelucrare, P_n poate reprezenta prelucrarea mecanică ; $n = 100$ la metoda MICUM ; $n = 500$ la metoda IRSID ; $n = x$ la încercări de cădere sau n = număr de transbordări pe traseul de transport al cocsului ;

— determinarea proprietăţilor hidraulice, inclusiv a gradientului hidraulic se impune ca o metodă curentă, operativă, pentru aprecierea calităţii cocsului.

DOCUMENTARE

R.D.G. optează pentru procedeul HYL

R.D.G. va opta pentru procedeul de reducere directă mexican HYL, în cazul în care va construi o instalaţie de reducere directă pe bază de gaz natural. Procedeul HYL II este considerat a fi cel mai eficient din punct de vedere al energiei.

Uzina din R.D.G. va avea o capacitate de 500 000 t/an de burete de fier care va alimenta industria siderurgică a ţării. Cea mai recentă extindere din industria siderurgică a fost uzina de ţagle de la Brandenburg, bazată pe cuptorul electric de 500 000 t/an livrat de firma Danieli.

Firma Nippon Steel pregăteşte un studiu de fezabilitate pentru o altă nouă uzină din R.D.G. ; uzinele de la Eisenhüttenstadt Ost vor fi şi ele extinse.

(În : *Metal Bulletin, Anglia, nr. 6499, 1980, p. 36)*

Penurie de cocs în Statele Unite

Se ştie că Statele Unite sînt un importator de cocs în cantităţi relativ ridicate, îndeosebi din R. F. Germania.

Importurile americane se explică prin capacităţile insuficiente ale cocseriilor americane, ele reprezentînd 14 % din cerinţele de cocs ale Statelor Unite, care se ridicau la un total de 56,6 mil. t anual.

Siderurgiştii americani explică această situaţie prin măsurile severe în domeniul protecţiei mediului înconjurător, care i-au obligat să oprească din funcţiune o serie de cocserii, desigur nu dintre cele foarte moderne, însă care ar putea funcţiona încă un anumit număr de ani. Pe de altă parte, construcţia de capacităţi noi este atît de costisitoare încît nu mai este posibilă asigurarea unei producţii rentabile.

(În : *A.I.L., Franţa, nr. 170, dec., 1979, p. 45*)

Mărirea durabilităţii căptuşelii creuzetului furnalului prin adăugare de zgură cu conţinut de titan

Firma South African Iron and Steel Industrial Corporation (ISCOR) a reuşit să diminueze uzura căptuşelii creuzetului prin adăugarea de cantităţi dozate de titan în furnal. În colaborare cu Highveld Steel and Vanadium Corporation s-a dezvoltat un procedeu de introducere a titanului în încărcătura furnalului, care are ca rezultat îmbunătăţirea rezistenţei la uzare a căptuşelii creuzetului.

Cheia soluţionării problemei este zgura de furnal, bogată în titan, de la combinatul Highveld.

Pînă la dezvoltarea acestui procedeu zgura era depozitată în vederea utilizării ulterioare a conţinutului de titan.

Zgura respectivă nu a prezentat nici unul din dezavantajele procedeelor aplicate anterior, ca de exemplu adăugarea de ilmenit în aglomerat sau insuflarea prin guri de vînt.

Chiar înainte de încheierea unui contract de lungă durată cu ISCOR, Highveld a construit o instalaţie de mărunţit şi cernut, care livrează continuu material cu granulaţia între 6 şi 40 mm pentru încărcătura furnalului.

Fără îndoială noul sistem va contribui la prelungirea campaniei furnalului 5 Newcastle aducînd şi avantaje financiare remarcabile.

(În : *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 16, 1980, p. 1037*)

Raţionalizarea producţiei de oţel inoxidabil a firmei Kawasaki

Firma Kawasaki Steel Corp. intenţionează să raţionalizeze producţia de oţel inoxidabil în toate procesele pînă la laminatele la cald concentrate la uzinele Chiba şi laminatele la rece executate la uzinele Nishinomiya. În oţelăria nr. 1 a uzinelor Chiba va fi instalat un nou cuptor electric de 85 t, în timp ce cuptorul existent de 85 t va fi modificat pentru producţia exclusivă de oţel inoxidabil. Se va monta de asemenea o instalaţie pentru degazare în oală de 60 t, iar cele două cuptoare electrice de la uzinele Nishinomiya vor fi scoase din funcţiune. Planul de raţionalizare va fi terminat în mai 1981 şi are ca scop să îmbunătăţească calitatea oţelului inoxidabil produs.

(În : *Metal Bulletin, Anglia, nr. 6499, 1980, p. 41*)

Ing. T Gherasim
C.C.P.T. — Bucureşti

Aspecte energetice şi economice ale utilizării peletelor prereduse în furnal

CZ : 669.162.262 : 621.311.152

Într-o serie de publicaţii precedente[1] s-a analizat structura tehnică şi economică a energiei consumate la elaborarea fontei în furnale, cu diferite variante de combustibili înlocuitori ai cocsului şi în condiţiile unor evoluţii diferenţiate ale preţurilor corespunzătoare.

În continuare, folosind metodologia prezentată, se va examina influenţa prereducerii peletelor asupra consumului global de energie şi a structurii sale.

Din variantele prezentate anterior se amintesc :

1. Varianta *III* — înlocuirea cocsului cu cărbuni injectaţi la gurile de vînt şi cu gaze reducătoare insuflate la baza cuvei, produse prin gazificarea cărbunilor.

2. Varianta *IV* — înlocuirea cocsului cu hidrogen insuflat la gurile de vînt şi la baza cuvei, hidrogenul fiind produs cu ajutorul energiei nucleare.

Variaţiile de consum şi preţ sînt prezentate în nomogramele din figurile 1 şi 2.

În nomogramele respective se pleacă de la un consum de cocs de referinţă, de 600 kg/t fontă, fără nici un adaos de combustibili suplimentari. Reducerea consumului de cocs s-a admis direct proporţională cu cantitatea de gaze reducătoare, care pe abscisa pozitivă au fost transformate în cantitatea corespunzătoare de cărbuni. Familia de drepte din cadranul *IV* reprezintă variaţia preţului cocsului (100—200 $/t cocs).

Proiecţia oricărui punct de pe aceste drepte pe abscisa negativă indică costul cocsului consumat pe tona de fontă ($/t fontă). Familia de drepte din cadranul *II* reprezintă variaţia preţului cărbunilor (30—70 $/t cărbuni) (fig. 1) şi variaţia preţului energiei electrice (10—30 $/MWh) pentru producerea hidrogenului (fig 2). Preţurile pe MWh au fost luate la valorile actuale şi nu la acelea care s-ar putea obţine pe cale nucleară. Proiecţia oricărui punct de pe aceste drepte pe ordonata negativă indică costul combustibilulul respectiv pe tona de fontă.

Însumarea valorilor de pe coordonatele negative (evident măsurate pozitiv) se face cocorespunzător diferitelor strategii adoptate

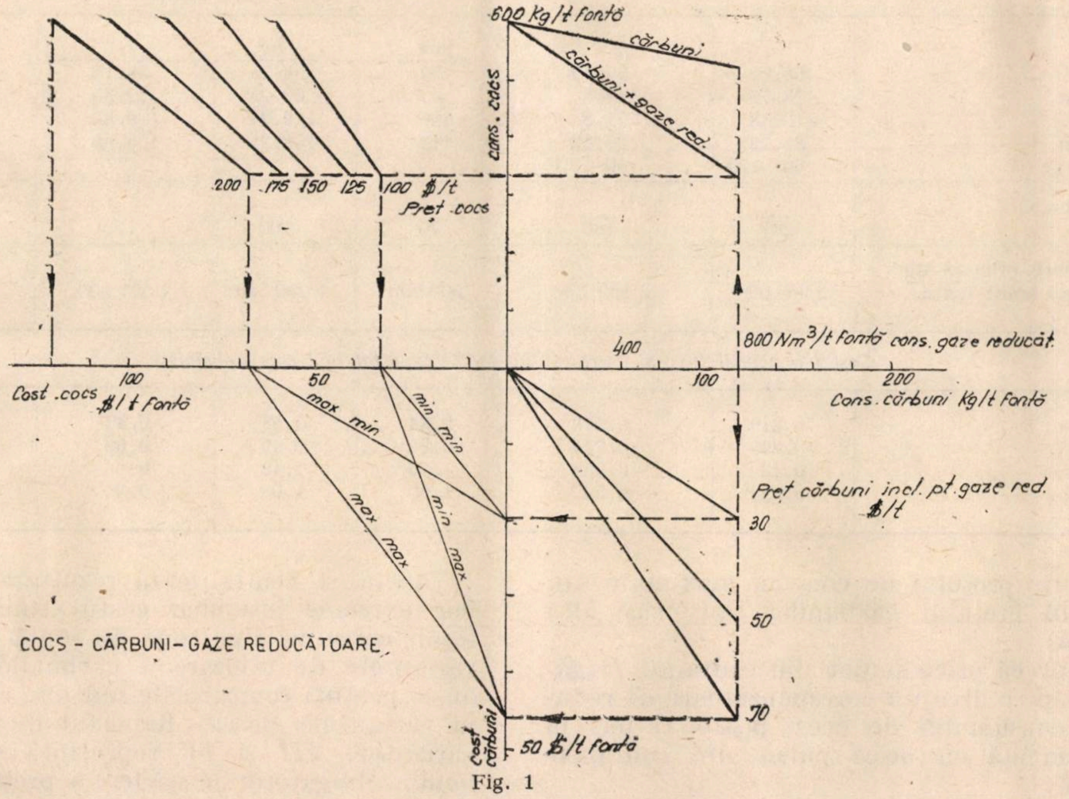


Fig. 1

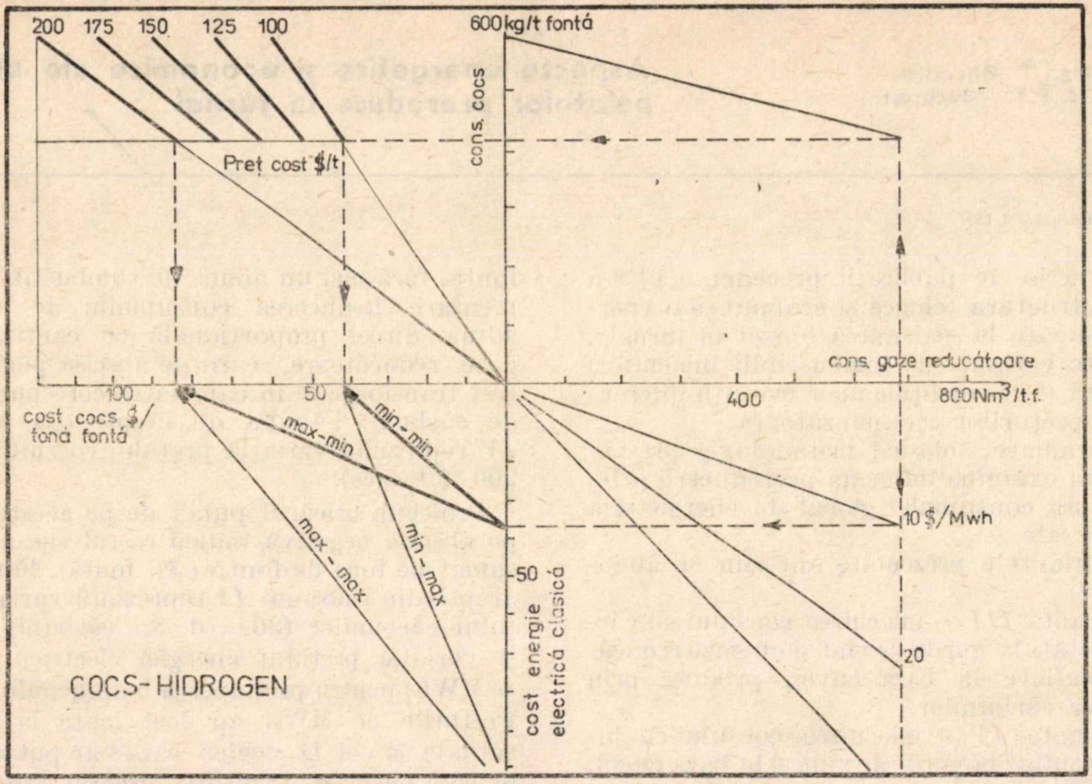


Fig. 2

Tabelul 1

Variante Strategii	*III* Cărbuni	*IV* Hidrogen + gaze red.	*V* Pelete prereduse			Raport de echivalare
Costul combustibilului și energiei, $/t fontă						
			Grad de reducere			*III/IV*
			0,5	0,7	0,9	
min.—min.	58,62	67,12	59	58,25	58,15	0,78
min.—max.	78,78	141,3	67	69,25	72,35	0.56
max.—max.	112,38	171,3	120	119,25	119,85	0,658
max.—min.	86,22	97,12	112	108,25	105,65	0,887
min. și max.	60—120	60—120				—
reducere cocs kg/t fontă	267	180	70	100	125	—
consum energ. primară de substituție, kcal/t fontă	2 955 000	3 192 750	900 000	1 230 750	1 597 500	—
Costul combustibililor și energiei, $/t fontă, raportat la t cocs economisit						
min.—max.	0,219	0,512	0,84	0,58	0,47	0,553
min.—max.	0,295	0,785	0,96	0,69	0,58	0,375
max.—max.	0,42	0,951	1,79	1,19	0,96	0,441
max.—min.	0,323	0,540	1,60	1,08	0,84	0,593

(maximum prețului de cocs cu maximum sau minimum prețului cărbunilor sau orice altă variantă).

Desigur că orice punct din cadranul *I* (găsindu-se pe o dreaptă corespunzătoare de reducere a consumului de cocs) poate fi pus în corespondență cu orice punct din cadranele *II* și *IV*.

Tabelul 1 centralizează rezultatele strateg ilor extreme însumînd costul combustibililor totali consumați pe tona de fontă și justifică variantele de utilizare a cărbunilor, obținîndu-se prețuri comparabile sau mai reduse decît în variantele clasice. Raportul de preț dintre variantele *III* și *IV* reprezintă coeficientul minim obligatoriu de scădere a prețurilor ener-

Tabelul 2

Economia de energie la utilizarea a 100 kg pelete prereduse/t fontă

	kcal/t fontă		
Grade de reducere	0,5	0,7	0,9
Cocs	−98 000	−140 000	−170 000
Insuflare aer	−5 712	−4 760	−10 472
Micşorarea recuperării gazului de furnal	+35 100	+ 51 300	+ 65 700
Preîncălzirea aerului	−11 000	− 15 000	− 19 000
Total	−79 612	−104 460	−133 772

Consumul de energie la prereducerea peletelor

Grad de reducere	0,5	0,7	0,9	Obs.
Consum de energie la prereducere, kcal/t pelete	1 740 000	2 450 000	3 185 000	fără a lua în considerare creşterea productivităţii furnalelor
Consum suplimentar pentru 100 kg pelete prereduse, kcal/t fontă	94 388	136 540	187 913	

giei electrice nucleare faţă de energia clasică, coeficient care va putea fi realizat în viitor, astfel încît alternativa nucleară rămîne fezabilă şi reprezintă o importantă direcţie de cercetare.

În tabelul 1 s-a trecut şi varianta *V*, ca rezultat al calculelor care urmează, pentru introducerea în furnal a 500 kg pelete prereduse/t fontă, pelete cu un grad de reducere de 0,5—0,7 şi respectiv 0,9.

Pentru o analiză energetică a utilizării peletelor prereduse în furnal, calculele se efectuează pe următoarele date de bază :

100 kg pelete cu 65 % Fe şi un grad de prereducere de 0,5—0, 7—0,9 (Fe redus/Fe total) au drept efect următoarele reduceri de consumuri :

grad de prereducere : 0,5 ; 0,7 ; 0,9
kg cocs/t fontă : 14 ; 20 ; 25
Nm^3 aer/t fontă : 24 ; 34 ; 44
Nm^3 gaz furnal/t fontă : 39 ; 57 ; 73
kcal/t fontă la preîncălzirea aerului : 11 000 ; 15 000 ; 19 5000.

Aceste efecte se transformă în energie pe baza următoarelor echivalente :

cocs : 7 000 kcal/kg
insuflare aer : 238 kcal/Nm^3
gaz de furnal :
— detenta se neglijează
— recuperare 900 kcal/Nm^3
preîncălzirea aerului : 445 kcal/Nm^3.

Bilanţul total se arată în tabelul 2.

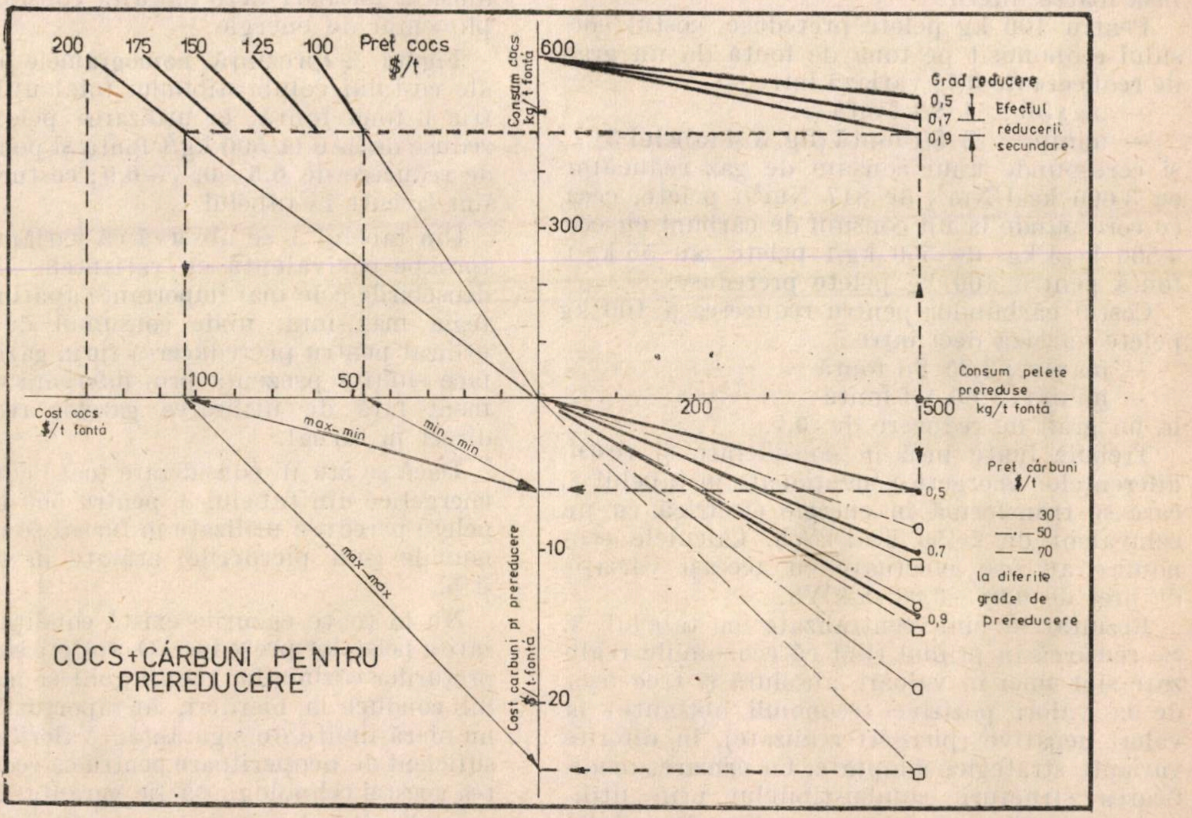


Fig. 3

Tabelul 3

Economia energetică realizată la utilizarea în furnal a 100 kg pelete prereduse/t fontă

	Economia de cocs	Costul cocsului economisit, $/t	Costul cărbunilor, $/t fontă	Diferența, $/t fontă	Consumul suplimentar energetic, $/t fontă	Economia totală, $/t fontă
min.—min.	14 kg/t pentru un grad de reducere de 0,5	+1,4	−1,17	+0,23	−0,075	+0,155
min.—max.		+1,4	−2,73	−1,33	−0,225	−1,555
max.—max.		+2,8	−2,73	+0,07	−0,225	−0,155
max.—min.		+2,8	−1,17	+1,63	−0,075	+1,555
min.—min.	20 kg/t pentru un grad de reducere de 0,7	+2,0	−1,65	+0,35	−0,125	+0,225
min.—max.		+2,0	−3,85	−1,85	−0,375	−2,225
max.—max.		+4,0	−3,85	+0,15	−0,375	−0,225
max.—min.		+4,0	−1,65	+2,35	−0,125	+2,225
min.—min.	25 kg/t pentru un grad de reducere de 0,9	+2,5	−2,1	+0,4	−0,148	+0,252
min.—max.		+2,5	−4,95	−2,45	−0,445	−2,894
max.—max.		+5,0	−4,95	+0,05	−0,444	−0,394
max.—min.		+5,0	−2,1	+2,9	−0,148	+2,752

Ca urmare, utilizarea în furnal a peletelor prereduse (sau a oricărui alt purtător de fier echivalent) aduce un spor al consumului global de energie de cel puțin 100 000 kcal/t fontă pentru fiecare 100 kg de material preredus pe tona de fontă.

Importanța prereducerii rezidă deci numai în modificarea structurii consumului de energie și a costurilor corespunzătoare. De fapt, în cazul producerii gazelor reducătoare din cărbuni, se înlocuiește cocsul produs din cărbuni cocsificabili cu cărbuni energetici. Randamentul global al celor două tehnologii este însă foarte diferit.

Pentru 100 kg pelete prereduse, costul cocsului economisit pe tona de fontă (la un grad de reducere de 0,7) variază între :

— maxim : 4 $/t fontă și

— minim : 2 $/t fontă (fig. 3 și tabelul 3)

și corespunde unui consum de gaz reducător cu 3 000 kcal/Nm^3, de 817 Nm^3/t pelete, ceea ce corespunde la un consum de cărbuni cu cca 4 500 kcal/kg, de 550 kg/t pelete sau 55 kg/t fontă pentru 100 kg pelete prereduse.

Costul cărbunilor pentru reducerea a 100 kg pelete variază deci între :

— maxim : 3,85 $/t fontă

— minim : 1,65 $/t fontă

la un grad de reducere de 0,7.

Trebuie luate însă în considerare și restul diferențelor energetice menționate în tabelul 2, care se transformă în energie electrică cu un echivalent de 2 450 kcal/kWh. Calculele economice au fost efectuate cu aceeași variație de preț de 0,01—0,03 $/kWh.

Rezultatele sînt centralizate în tabelul 3. Se remarcă în primul rînd că economiile realizate sînt mici în valoare absolută și trec ușor de la valori pozitive (economii obținute) la valori negative (pierderi realizate), în diferite variante strategice adoptate. Ca urmare, modificarea structurii combustibilului prin utilizarea peletelor prereduse în afara furnalului poate aduce economii reale numai în cazul strategiilor min.-min. (0,155—0,252 $/t fontă pentru fiecare 100 kg pelete prereduse) și max.-min. (1,555—2,752 $/t fontă) pentru grade de reducere variind între 0,5 și 0,9. Strategia min.-max. (minimum prețul cocsului combinat cu maximum prețului cărbunelui) valabilă numai în cadrul unor asocieri de contracte de lungă durată, cu livrări spot, care aduc pierderile maxime, nu se ia în considerare. Strategia max.-max. care admite o creștere concomitentă a prețurilor atît la cocs, respectiv cărbuni cocsificabili, cît și la cărbunele energetic, conduce la pierderi nete datorită consumului suplimentar de energie.

Figura 3 prezintă nomogramele de calcul ale costului combustibilului total utilizat pentru 1 tonă fontă, la utilizarea peletelor prereduse de la 0 la 500 kg/t fontă și pentru grade de reducere de 0,5—0, 7—0,9 ; costurile totale sînt trecute în tabelul 1.

Din tabelul 1 se observă că varianta *V* este aproape echivalentă cu variantele *III* și *IV*, deosebirile cele mai importante apărînd la strategia max.-min. unde consumul de cărbune utilizat pentru prereducerea (prin gazificare) își face simțită prezența prin diferența de randament față de utilizarea gazelor reducătoare direct în furnal.

Dacă se iau în considerare toate consumurile energetice din tabelul 3, pentru 500 kg/t fontă pelete pereduse utilizate în furnal se obțin economiile (sau pierderile) arătate în tabelele 4 și 5.

Nu în toate cazurile există condiții de utilizare a peletelor prereduse. O creștere simultană a prețurilor cărbunilor cocsificabili și necocsificabili conduce la pierderi, iar raporturile de preț nu oferă limite de siguranță. Valorile nu sînt suficient de acoperitoare pentru ca economicitatea acestei tehnologii să fie garantată în toate cazurile. Cazul optim (maximum preț cost +

Tabelul 4

Economii realizate pentru 500 kg/t fontă pelete prereduse, $/t fontă

Grad de reducere Strategii	0,5	0,7	0,9
min—min.	+0,775	+1,125	+1,260
max.—min.	+7,775	+11,125	+13,760
max.—max.	−0,775	−1,125	−1,970

Tabelul 5

Economii realizate pentru 500 kg pelete prereduse/t fontă, inclusiv reducerea secundară, $/t fontă

Grad de reducere Strategii	0,5	0,7		0,9	
		Red. sec.	Total	Red. sec.	Total
min.—min.	lipsă date experimentale	3	+4,125	—	1,260
max.—min.		6	+17,125	—	13,760
max.—max.		6	+4,875	—	−1,970

minimum preț cărbune) corespunde însă tendinței generale de evoluție a prețurilor, dar mărimea diferenței nu poate fi prognozată suficient de obiectiv.

Este necesar, ca urmare, să se aducă și alți factori în analiză. Aceștia sînt :

— reducerea secundară cu carbonul din buretele de fier ;

— creșterea productivității furnalului.

Prin procesul de reducere secundară se înțelege reacția ce are loc în fază solidă între oxidul de fier remanent și carbonul prezent în buretele de fier, fie sub formă de grafit, fie de cementită. Studiile efectuate [2] prevăd următoarele rezultate :

1. O reducere suplimentară a consumului specific de cocs și o creștere corespunzătoare a producției, deoarece reducerea secundară nu se face pe seama cocsului din furnal.

2. Cu cît conținutul de carbon al buretelui de fier este mai ridicat, cu atît gradul de reducere poate fi mai scăzut, reducînd consumul de combustibil la prereducere.

3. Reducerea oxidului de fier remanent din burete cu carbonul respectiv se face pe seama căldurii sensibile a gazului de furnal, temperatura scăzînd cu 20—40°C.

Reducerea consumului de cocs, realizată atît din experimentări, cît și din verificări în exploatare, rezultă din următoarele date :

— pentru un burete de fier cu 0 % C și 90 % grad de metalizare, scăderea consumului de cocs este de 0,7 % pentru 1 % creștere a gradului de metalizare a șarjei ;

— pentru 2,2 % C și 87 % grad de metalizare, reducerea consumului specific de cocs este de 0,8 % ;

— pentru 4,5 % C și 76 % grad de metalizare, reducerea consumului specific de cocs este de 0,92 %.

Dacă se ia în considerare ultimul caz și asimilîndu-l variantei cu gradul de reducere de 0,7, pentru 100, respectiv 500 kg pelete prereduse în șarja furnalului, gradul de metalizare a încărcăturii furnalului rezultă de 4,6 %, respectiv 23 %. Reducerea consumului specific de cocs de 0,22 % pentru fiecare % de metalizare conduce la 6 și 30 kg cocs economie,plecînd de la un mers de referință de 600 kg/t fontă.

Efectele economice se modifică conform tabelului 5.

Importanța reducerii secundare nu poate fi subestimată, deoarece face mai economică o prereducere mai puțin avansată, nu mai prezintă pierderi în nici o variantă de evoluție a prețurilor și reduce consumul suplimentar energetic la jumătate (42 000 kcal/t fontă pentru 100 kg pelete prereduse pe tona de fontă).

Autorul nu-și propune să examineze și efectele reducerii consumului de cocs asupra productivității furnalelor, caz în care trebuie examinate și investițiile respective, dar în orice caz efectul este pozitiv și mărește economicitatea utilizării peletelor prereduse în furnal.

În cele prezentate nu s-au luat în considerare costurile de exploatare (exclusiv combustibilul) ale operației de prereducere. Prețul actual al peletelor poate fi luat de cca 0,40 $/% Fe, ceea ce la 65 % Fe corespunde unui preț de 26 $/t pelete, exclusiv transportul, care transatlantic este în prezent de cca 20 $/t. Prețurile CIF sînt deci de 40—45 $/t pelete, la un conținut de fier de 65 %.

Economiile ce se pot obține prin utilizarea peletelor prereduse (sau a oricărui alt oxid de fier), pentru 1 000 kg minereu preredus variază între cca 10 și 34 $ pentru un grad de reducere de 0,7, în condițiile de evoluție a prețurilor asumate și ținînd seamă și de reducerea secundară se oferă o largă limită de siguranță pentru cheltuielile de exploatare, exclusiv combustibilul. Situația nu este similară la un grad de prereducere de 0,9, unde numai în cazul strategiei max.-min. se obține o limită suficientă de siguranță.

Analiza, astfel cum a fost efectuată, reducerii oxizilor de fier în afara furnalului, la diferite grade de prereducere și evoluții diferențiate ale prețurilor combustibililor utilizați, permite următoarele concluzii generale :

— Prereducerea în afara furnalului este o tehnologie ce trebuie luată în considerare în vederea îmbunătățirii structurii combustibililor utilizați la furnale.

— Economiile ce ar putea fi realizate la furnal, chiar în condițiile unui consum energetic global mărit, compensează în largă măsură cheltuielile efectuate cu prereducerea parțială a încărcăturii în afara furnalului. O limită de siguranță suficientă se obține prin utilizarea procesului de reducere secundară.

— Se impune studierea și cercetarea mai adîncită atît a procesului de reducere secundară, cît și a gazificării cărbunilor, proces ce s-a demonstrat anterior că dobîndește o importanță deosebită în viitorul energetic al furnalului.

— Modelarea matematică a procesului din furnal și utilizarea acesteia pentru calcule mai precise și aprofundate asupra folosirii diferitelor tehnologii de substituție a cărbunelui cocsificabil, combinate cu o analiză economică în condiții de evoluție diferențiată a prețurilor, în sensul de mai sus, vor permite concluzii mai fundamentate în vederea unei decizii cu privire la o politică energetică a elaborării fontei în furnal.

BIBLIOGRAFIE

[1] Petrescu, P. și Gherasim, T. *Aspecte tehnice și economice ale unei politici energetice a elaborării fontei în furnal.* În : Metalurgia, nr. 5, 1980, p. 229—233.

[2] Becerra, J. și Janez, D. *Why DRE has become an attractive alternative to blast furnace operation.* În : Iron and Steel International, febr., 1980.

◆

DOCUMENTARE

Programul BSC privind reducerea capacității sale de producție

La începutul deceniului 1970/80, British Steel Corp. (a cărei producție de oțel brut se ridicase la 26,1 mil. t în 1970/71) stabilise un program de dezvoltare care prevedea mărirea capacității sale la 37 mil. t în primii ani ai deceniului 1980/90. Însă criza a perturbat toate previziunile. Începînd cu exercițiul 1975/76, producția de oțel brut a rămas sub 20 mil. t, fiind doar de 17,4 mil. t în 1977/78 și de 17,3 mil. t în 1978/79. Pe de altă parte, BSC a suferit, de la începutul crizei, serioase pierderi.

Desigur că în această perioadă au fost luate măsuri de adaptare la deteriorarea pieței : efectivele siderurgice au scăzut de la 201 420 persoane în septembrie 1973 la 154 900 la sfîrșitul lui martie 1979 și la cca 152 000 în prezent, adică o reducere de circa 50 000 persoane în decurs de șase ani ; au fost abandonate proiecte de dezvoltare (dublarea de la Port Talbot la 6 mil.t/an și oțelăria cu oxigen de 7 mil. t/an de la Redcar) ; programul de închidere a oțelăriilor Martin.

Dar aceste măsuri n-au fost suficiente și chiar înainte de declanșarea începutului grevei de la 2 ianuarie 1980, se prevedea o nouă pierdere de cel puțin 300 mil. lire pentru exercițiul 1979-80. În plus, guvernul conservator a reafirmat că nu mai este dispus, începînd din aprilie 1980, să dea fonduri pentru acoperirea pierderilor și plata salariilor personalului prea numeros.

În aceste condiții, conducătorii BSC au luat decizii vizînd revenirea la o situație financiară mai bună, cum sînt : adaptarea posibilităților de producție la capacitatea de absorbție a pieței britanice și a celei internaționale (reducerea de la 21,5 mil. t în prezent, la 15 mil. t cel mai tîrziu în august 1980) ; concentrarea producției la instalațiile cu cele mai bune perspective de rentabilitate, aceasta implicînd închiderea sau oprirea unui număr de uzine cu oțelării LD sau electrice ; reducerea pînă în august 1980 a efectivelor de la 152 000 la 100 000 persoane : închidere de uzine — 40 000 posturi suspendate, reducere de personal în uzinele menținute în funcțiune — 12 000 posturi suprimate ; reorganizarea internă a BSC în sensul unei descentralizări ; căutarea unor acorduri de raționalizare cu alte întreprinderi din sectorul particular, în scopul lichidării excedentelor de capacitate pentru produse fabricate atît de BSC, cît și de membrii BISPA (îndeosebi sîrmă laminată).

Consiliul BSC prevede următoarea repartizare a capacităților de producție :

Redcar/Lackenby (Teesside)	3,5 mil.t/an (LD)
Regiunea Sheffield (oțeluri speciale)	3,5 mil.t/an (electric)
Appleby—Frodingham și Normanby Park (Scunthorpe)	3,0 mil.t/an (LD)
Port Talbot și Newport (Galia de Sud)	2,75 mil.t/an (LD)
Ravenscraig (Scoția)	2,0 mil.t/an (LD)

În raport cu situația actuală, programul de reducere a capacității de producție implică :

— o mai bună utilizare a capacităților de la Ravenscraig (Scoția), unde investițiile recent efectuate și în valoare de aproape 250 mil. trebuie să asigure acum o capacitate teoretică de 3,2 mil. t și celor de la Redcar-Lackenby (capacitate teoretică cca 1,7 mil. t de la punerea în funcțiune recentă a furnalului de 10 000 t/zi de la Redcar) ;

— menținerea capacităților actuale de producție în regiunea Sheffield ;

— o reducere a producției în regiunea Scunthorpe și mai ales în sudul Țării Galilor (Newport și Port Talbot) ;

— oprirea altor oțelării încă în serviciu acum.

Se prevede oprirea următoarelor oțelării :

— Oțelăria Martin de la Shotton (Galia de Nord)—cca 1,5 mil.t/an.

— Oțelăria LD—AC de la Corby — cca 1,2 mil.t/an.

— Oțelăria LD din Consett (nord-estul Angliei) — cca 1,3 mil.t/an.

— Oțelăria electrică din Hallside (Scoția)—cca 150 000 t/an.

— Oțelăria electrică din Cleveland — cca 625 000 t/an.

Consiliul BSC a arătat că „posibilitățile de producție în produse finite ar trebui să fie adaptate la noile posibilități de producție pentru oțel brut". În această privință, noi instalații ar putea fi oprite, dintre care în mod sigur următoarele :

— laminorul de benzi late la cald de la Shotton ;

— laminoarele de benzi la cald de la Corby ;

— laminorul de profile mijlocii de la Cleveland ;

— laminorul de tablă groasă de la Consett și probabil a celor de la Dalzell și Clydebridge.

(În : *Revue de Métallurgie — C.I.T., Franța, nr. 3 1980, p. 30E*)

◆

Ing. S. Cândea şi ing. Fl. Deaconescu
Centrala industrială pentru produse refractare — Braşov

Utilizarea oalelor torpedo la transportul fontei lichide

CZ: 658.286.2:669.13

La sfîrşitul secolului al XIX-lea transportul fontei lichide se efectua cu oale deschise la partea superioară, de capacitate mică, căptuşite cu produse refractare de şamotă sau silica. Datorită creşterii producţiei de fontă şi a distanţelor dintre furnale şi oţelării, transportul cu oale deschise a devenit impropriu din cauza pierderilor mari de căldură a fontei şi ale capacităţii mici a oalelor în comparaţie cu marile cantităţi de fontă produse.

O rezolvare parţială a acestor deficienţe a constituit-o mărirea capacităţii oalelor şi folosirea unor agregate intermediare de depozitare şi omogenizare a fontei, denumite melanjoare.

Cu toate acestea transportul şi stocarea fontei topite au pus probleme deosebite în special în ultimul deceniu cînd utilitatea melanjoarelor a început să fie pusă la îndoială datorită cauzelor amintite mai sus :

— creşterea capacităţii furnalelor ;

— creşterea distanţelor de transport.

Eliminarea acestor deficienţe s-a realizat prin utilizarea oalei torpedo, care serveşte la transportul fontei de la furnal la oţelărie cu pierderi cît mai mici de temperatură a fontei, constituind în acelaşi timp agregat metalurgic pentru tratament, de exemplu desulfurare.

După o anchetă efectuată la finele ultimului deceniu, din totalul oţelăriilor prevăzute cu convertizoare cu insuflare cu oxigen, cu excepţia S.U.A., 42 % folosesc melanjoare, 41 % oale torpedo, în timp ce restul de 17 % ambele utilaje. În S.U.A., din cele 38 de oţelării cu insuflare de oxigen numai 2 sînt prevăzute cu melanjoare. În Europa cîteva uzine siderurgice ca Italsider-Taranto, Hoogovens Ijmuiden şi Hoesch lucrează fără melanjoare [1].

În general [2] predomină oalele torpedo de 200 t fontă capacitate. Nippon Steel Corp. foloseşte însă la uzinele din Oita oale torpedo de 550 t capacitate la un furnal de 10 000 t/zi, iar la Ijmuiden s-a considerat avantajoasă utilizarea oalelor de 450 t la un furnal de 4 000 t/zi.

Natura solicitărilor la care este supus agregatul „torpedo"

Oala torpedo sub aspect geometric este compusă dintr-o parte cilindrică şi două capete tronconice cu gura de încărcare în axul median (fig. 1).

Zidăria refractară a oalei se compune de regulă din trei straturi : uzură, durată şi cel de izolaţie.

a) Stratul de uzură se realizează în grosime de 230—250 mm, rar 300 mm. Fiind stratul în contact direct cu metalul topit, se impune o selectare atentă a produselor refractare, în conformitate cu natura solicitărilor a căror influenţă trebuie precis cunoscută.

b) Stratul de durată, în grosime de 114—124 mm, serveşte la reducerea temperaturii pentru izolaţia din spate. De asemenea, trebuie să reziste la mai multe cicluri de funcţionare, prezentînd siguranţă în exploatare, împiedicînd suprapunerea şi deplasarea rosturilor.

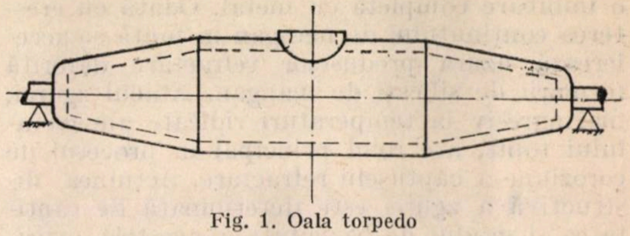


Fig. 1. Oala torpedo

c) Stratul de izolaţie are rolul de protecţie a mantalei metalice şi de a păstra pierderile de temperatură în cadrul unor limite favorabile. Pentru temperaturi scăzute ale fontei şi durată scurtă de staţionare a oalei, se poate renunţa la stratul de izolaţie.

Utilizarea oalei torpedo la transportul şi depozitarea fontei, precum şi în calitate de agregat metalurgic de tratament (desulfurarea fontei) necesită o analiză minuţioasă a solicitărilor statice, termice şi chimice la care este supus întreg agregatul „torpedo". Ca urmare, la alegerea diferitelor calităţi de cărămizi refractare, construirea zidăriei ca şi la zidăria în sine trebuie să se ţină seamă de particularităţile agregatului, precum şi de diferitele condiţii de uzură.

Solicitările statice. Sînt specifice oalei torpedo şi se manifestă la încărcarea şi descărcarea oalei, culminînd în momentul basculării.

Solicitările termice. Acestea afectează atît agregatul datorită diferenţei de temperatură de cca 40—80°C dintre partea superioară şi cea inferioară a oalei, cît şi căptuşeala refractară, în special stratul de uzură. Căptuşeala de uzură este supusă în mod frecvent schimbărilor de temperatură, a căror frecvenţă este dependentă de durata încărcării, staţionării şi descărcării oalei, mai pe scurt de durata unui ciclu, precum şi de numărul de cicluri. Ciclul de circulaţie al oalei torpedo determină încărcarea calorică şi uzura zidăriei refractare.

Astfel la un ciclu la cald de 4 ture/zi, gradul de uzură al căptuşelii este mai mare decît în cazul unui ciclu de 2 ture/zi [3].

La oalele torpedo izolate termic curba de variaţie (cădere) a temperaturii este mai plană şi ca urmare solicitarea termică a căptuşelii refractare de uzură se manifestă mai intens.

Ca efecte directe asupra agregatului şi căptuşelii refractare, datorate acţiunii solicitărilor descrise mai sus, se pot menţiona : încovoierea, dilatarea longitudinală, fisurarea produselor refractare.

Solicitarea chimică. Este specifică căptuşelii refractare şi trebuie examinată sub aspectul acţiunii cumulate a fontei şi zgurei. Atacul chimic al fontei lichide asupra materialului refractar este de luat în considerare, putînd să apară o îmbibare completă cu metal. Odată cu creşterea conţinutului de mangan în fontă se accelerează uzura produselor refractare datorită formării de silicaţi de mangan. Atacul zgurei, mai agresiv la temperaturi ridicate ale metalului topit, are rolul principal în procesul de coroziune a căptuşelii refractare. Acţiunea distructivă a zgurei este determinată de cantitatea şi gradul de bazicitate al acesteia, exprimat prin raportul CaO/SiO_2, de natura compuşilor chimici utilizaţi la desulfurare.

Eroziunea şi alte solicitări mecanice. La umplerea şi golirea oalelor torpedo, datorită izbirii puternice a jetului de metal, precum şi a mişcării băii de metal topit mult mai intense în timpul desulfurării, rosturile se uzează, iar straturile în parte protectoare, formate pe pereţii zidăriei sînt îndepărtate. De asemenea trebuie menţionată şi presiunea ferostatică, care acţionează asupra părţii interioare a zidăriei.

În concluzie trebuie remarcat aspectul acţiunii combinate a tuturor solicitărilor descrise mai sus şi de asemenea interdependenţa acestora cu factorii de natură tehnică şi constructivă ai oalei torpedo. Astfel se pot indica cei mai importanţi factori care influenţează durabilitatea oalei :

— capacitatea oalei torpedo ;

— temperatura de turnare a fontei ;

— cantitatea şi compoziţia fontei ;

— numărul de transporturi (cicluri) efectuate în 24 h ;

— durata unui ciclu ;

— gradul de umplere al oalei ;

— gradientul de temperatură în zidărie ;

— efectuarea de tratamente metalurgice ;

— natura materialelor refractare utilizate ;

— tehnica de înzidire.

Pentru asigurarea unei durabilităţi ridicate se impun unele măsuri speciale ca :

— rosturi cît mai mici de maximum 2,4 mm ;

— reîncălzirea oalei torpedo la 1 000°C şi menţinerea acestei valori şi după golirea oalei pînă la următorul ciclu de transport, pentru a se evita deschiderea rosturilor ;

— un grad de umplere cît mai mare, respectiv o golire rapidă şi completă pentru înlăturarea eroziunii datorită oscilaţiei băii de metal topit ;

— evitarea formării depunerilor a căror înlăturare afectează starea zidăriei ;

— cantităţi cît mai mici de zgură în fontă.

Tipul produselor refractare utilizate la căptuşirea oalei torpedo în zona de uzură

Selectarea produselor refractare utilizate la căptuşirea oalelor torpedo în zona de uzură se face pe baza unor criterii care reflectă întreg complexul de solicitări ce apar în timpul funcţionării agregatului torpedo şi totodată dau concluzii valoroase referitoare la comportarea în exploatare a unui anumit sortiment de cărămizi.

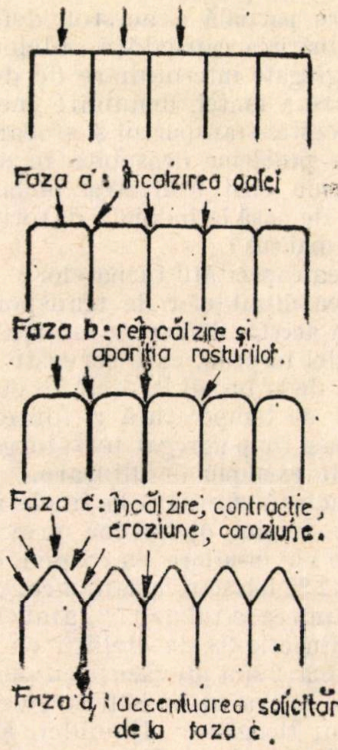

Faza a: încălzirea oalei
Faza b: reîncălzire şi apariţia rosturilor.
Faza c: încălzire, contracţie, eroziune, coroziune.
Faza d: accentuarea solicitărilor de la faza c.

Fig. 2. Diagrama deformării cărămizilor

După [4] dinamica deformării cărămizilor se produce în patru faze (fig. 2), după cum urmează :

a) oala este înzidită, uscată, preîncălzită şi a efectuat o şarjă, temperatura fontei s-a transmis uniform către manta ;

b) după un anumit număr de cicluri efectuate de oală, efectele coroziunii, eroziunii şi temperaturii sînt vizibile ;

c) se amplifică efectele coroziunii, eroziunii, temperaturii şi se conturează profilul dinţilor de dragon ;

d) imaginea clară a dinţilor de dragon.

Pentru aprecierea efectelor termice, mecanice, corosive sînt recomandate următoarele metode de testare a produselor refractare : fluajul, temperatura de înmuiere sub sarcină, şocul termic, rezistenţa la compresiune, rezistenţa la coroziune.

Koltermann [1] propune o metodă specială de estimare a fluajului pentru cărămizile cu peste 50% Al_2O_3, care se realizează în următoarele condiţii:

— sarcina: 2 kgf/cm², deoarece aceasta este valoarea presiunii calculate în anumite părţi ale oalei;

— temperatura: cicluri de temperatură 1 500 — 1 000 — 1 500°C, pentru a reproduce schimbările de temperatură din interiorul oalei în timpul trasportului cu metal fierbinte şi întoarcerea acesteia goală la furnal;

— viteza de încălzire: 4°C/min;

— numărul de cicluri: minimum 10.

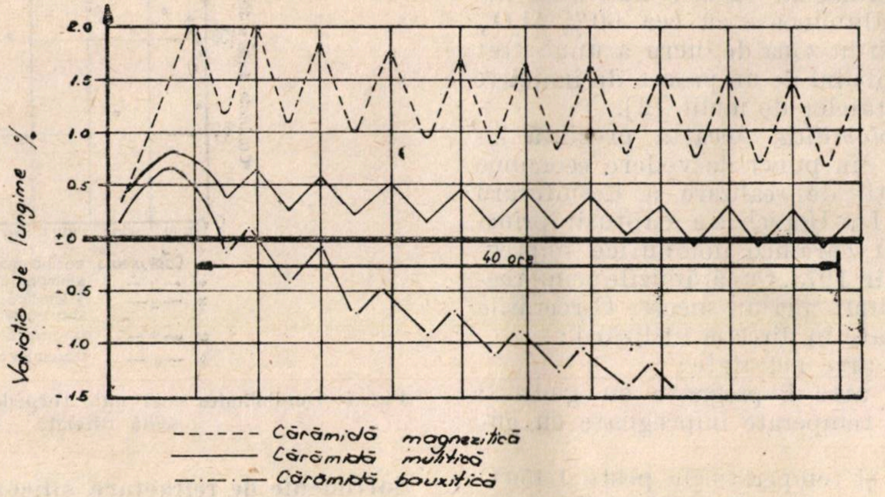


Fig. 3. Viteza de fluaj la 1 500—1 000—1 500°C

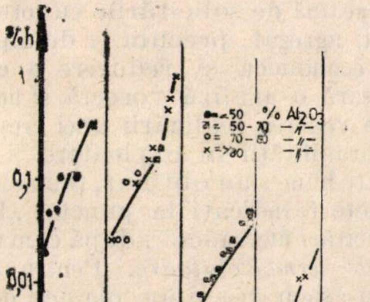


Fig. 4. Viteze de fluaj pentru cărămizi silicoaluminoase, în funcţie de materia primă folosită

În felul acesta se determină viteza de fluaj ce dă concluzii esenţiale pentru comportarea de mai tîrziu a cărămizilor. Sînt preferate cărămizile refractare cu o viteză de fluaj mai mică de 0,03%/h. În figura 3 este prezentată viteza de fluaj determinată în condiţiile descrise mai sus pentru 3 tipuri de cărămizi: magnezitice; mulitice; bauxitice.

În figura 4 se redau vitezele de fluaj pentru sortimente de cărămizi silicoaluminoase în funcţie de materia primă folosită şi conţinutul de Al_2O_3.

Temperatura de înmuiere sub sarcină este considerată de [4] ca mod de testare absolut indispensabil pentru caracterizarea cărămizilor refractare, în special ea reflectînd comportarea acestora la acţiunea erozivă a băii de fontă. Sînt preferate produsele refractare cu o temperatură de început de deformare sub sarcina de 2 kgf/cm² peste 1 500°C.

Aceste caracteristici trebuie să se situeze într-un raport favorabil cu un şoc termic bun. Rezistenţa termică a produselor refractare utilizate de diferite firme în zona de uzură este de peste 15 şi chiar 20 cicluri. Valoarea ridicată a şocului termic este impusă de condiţiile de funcţionare ale oalei torpedo, cînd căptuşeala refractară este supusă în mod frecvent schimbărilor bruşte de temperatură.

Pe plan mondial, la căptuşeala oalei torpedo se utilizează cu precădere cărămizi aluminoase cu un conţinut variabil de Al_2O_3 şi mai puţin produsele bazice (dolomitice şi magnezitice).

Căptuşeala silicoaluminoasă. Zona de uzură a oalei torpedo s-a realizat iniţial din cărămizi din şamotă cu 20 pînă la 45% Al_2O_3 [1], [7].

Odată cu creşterea temperaturii metalului topit s-a impus înlocuirea produselor din şamotă cu cele cu conţinut ridicat de Al_2O_3 (50—90%) obţinute din: mulit, andaluzit, silimanit, corindon, bauxită. Utilizarea diferenţiată a produselor silicoaluminoase în funcţie de amploarea solicitărilor a dus la obţinerea unei zgure uniforme [2]. Probleme acute s-au ivit în zona de impact a jetului de fontă cu căptuşeala refractară. Folosirea în această zonă a unor produse de construcţie îmbunătăţită, de exemplu blocuri hexagonale cu conţinut ridicat de alumină (produse bauxitice cu liant fosfatic), a contribuit la creşterea durabilităţii oalelor torpedo.

Impregnarea cu gudron a produselor cu 60% Al_2O_3 a condus la creşterea substanţială a durabilităţii oalelor torpedo. Totuşi, utilizarea cărămizilor impregnate este limitată pînă la 1 530°C, deoarece există pericolul reducerii SiO_2 de carbonul prezent şi, ca urmare, distrugerea texturii. Se poate aprecia calitatea superioară a produselor aluminoase sub aspectul următorilor factori :

— viteza fluajului : max. 0,03 %/h ;
— şocul termic : 15—20 cicluri ;
— constanta de volum : max. 0,5 %.

În privinţa rezistenţei la atacul zgurei, Warman [5] a concluzionat că cele mai adecvate sînt produsele aluminoase cu cca 60% Al_2O_3, datorită formării în zona de lucru a unui strat dens, cauzat probabil de un proces de înmuiere şi creşterea cristalelor de mulit [2].

Căptuşeala dolomitică. Aceasta prezintă interes în special din punct de vedere economic şi al posibilităţii de realizare a desulfurării fontei în oală. La Hoesch s-a căptuşit prima oală torpedo cu cărămizi dolomitice impregnate cu gudron, în 1973. Cu cărămizile neimpregnate nu s-a obţinut nici un succes. Cercetările [6] au fost dirijate în direcţia utilizării :

— dolomitice arse netratate;
— dolomitice arse impregnate cu gudron;
— dolomitice temperate impregnate cu gudron.

Zgurele acide şi temperaturile peste 1 450°C duc la o coroziune puternică a cărămizilor dolomitice. Tehnica căptuşirii cu aceste cărămizi sensibile la umiditate şi puternic conducătoare de căldură nu este optimă. De asemenea între căptuşeala dolomitei şi cea de durată pot avea loc reacţii chimice ce trebuie luate în considerare [2].

Tabelul 1 furnizează date asupra posibilităţilor de utilizare a cărămizilor aluminoase şi dolomitice [1].

Tabelul 1

	Cărămizi din mulit, silimanit, corindon	Cărămizi din şamotă bauxitică	Cărămizi dolomitice impregante cu gudron
Temperatura metalului brut, °C	1 480—1 550	1 480—1 550	1 380—1 450
Zgura în oală	Cantitate mare CaO/SiO_2 1,0	Nu există	Cantitate mare CaO/SiO_2 1,0
Desulfurare în oală	Nu se face	Nu se face	Se efectuează cu Na_2CO_3
Durata de transport de la umplere la golire, h	4—10	1—3	3—10

Căptuşeala magnezitică şi magneziocromitică. Se foloseşte în prezent experimental şi necesită, datorită dilatării termice mari şi conductivităţii termice ridicate, măsuri constructive speciale.

În figura 5 este redată durabilitatea unei oale torpedo de 200 t capacitate, cu căptuşeală diferită : superaluminoasă, dolomitică, magneziocromitică, în perioada 1973—1976.

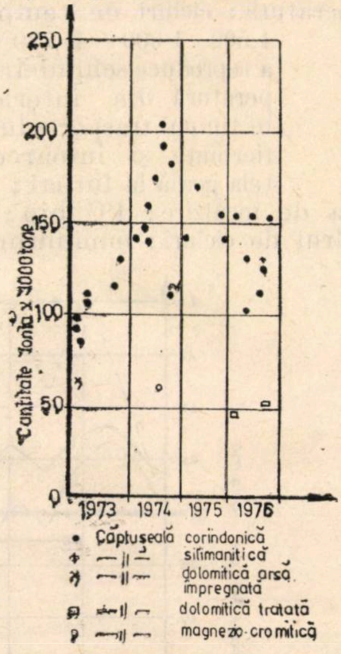


Fig. 5. Durabilitatea unei oale torpedo de 200 t cu căptuşeală diferită

Sortimente de refractare silicoaluminoase recomandate pentru înzidirea oalei torpedo

Ţinînd seamă de solicitările cu totul speciale ale acestui agregat, precum şi de aspectele de eficienţă economică şi reducere a costurilor, este necesară o analiză corectă a acestor solicitări, în vederea realizării unei creşteri esenţiale a durabilităţii în exploatare.

Rezultate bune s-au obţinut, ţinîndu-se seamă de toţi factorii indicaţi la punctul „Eroziunea şi alte solicitări mecanice", după cum urmează :

Materiale termoizolatoare. Pentru o izolare normală şi asigurarea unor pierderi de căldură în limite rezonabile se utilizează cărămizi termoizolatoare în două variante :

a) cu cca 35% Al_2O_3, greutate volumetrică de 1,2—1,3 g/cm^3, care se remarcă printr-o rezistenţă la compresiune şi o conductivitate mai ridicată, cu o capacitate de izolare mai scăzută ;

b) blocuri termoizolatoare cu greutate volumetrică de 0,4—0,6 g/cm^3, rezistenţă la compresiune scăzută, dar care realizează o izolaţie superioară.

Trebuie reţinut că folosirea materialelor termoizolatoare care realizează o izolaţie termică superioară conduce implicit la o solicitare mai

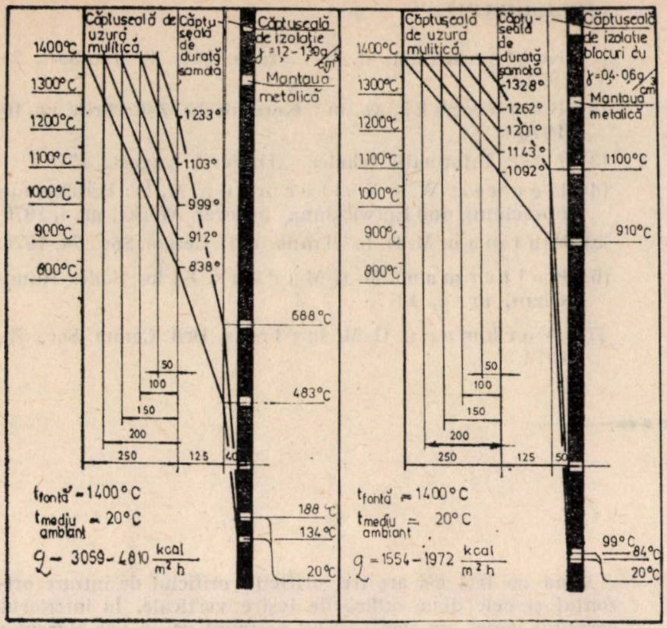

Căptușeală de uzură mulitică
Căptușeală de durată șamotă
Căptușeală de izolație γ = 1,2 – 1,30 g/cm³
Mantaua metalică
1400°C
1300°C
1200°C
1100°C
1000°C
900°C
800°C
1233°
1103°
999°
912°
838°
688 °C
483°C
50
100
150
200
250
125
40
188 °C
134 °C
20 °C
t_fontă = 1400 °C
t_mediu ambiant = 20°C
q = 3059 – 4810 kcal/m² h
Căptușeală de uzură mulitică
Căptușeală de durată șamotă
Căptușeală de izolație blocuri cu γ = 0,4 – 0,6 g/cm³
Mantaua metalică
1328°
1262°
1201°
1143°
1092°
1100°C
910°C
50
99°C
84°C
20°C
t_fontă = 1400 °C
t_mediu ambiant = 20°C
q = 1554 – 1972 kcal/m² h

Fig. 6. Încărcarea termică în funcţie de temperaturi, grosimea zidăriei și natura izolației

intensă a zidăriei de uzură. Un exemplu concludent este redat în figura 6.

Cărămizi din șamotă. Se folosesc numai la zidăria permanentă în variantele:

a) cu 28 % Al_2O_3 pentru temperaturi ale fontei pînă la 1 250°C;

b) superdense cu 42 % Al_2O_3 pentru temperaturi ale fontei peste 1 250°C.

De remarcat este faptul că ambele sortimente sînt sărace în compuși fondanți (total oxizi fondanți 4 – 6 %) și sînt fabricate direct din argile refractare, cu caracteristici care răspund acestor solicitări.

Cărămizi aluminoase. Se folosesc exclusiv la căptușeala de uzură, înzidindu-se cu mortare aluminoase sau chituri refractare corespunzătoare sortimentelor utilizate, care se disting în funcţie de temperatura fontei astfel:

a) cu 60 % Al_2O_3 pentru 1 400 – 1 500°C;

b) cu 68 – 70 % Al_2O_3 peste 1 500°C;

c) cu 80 – 86 % Al_2O_3 pentru 1 550°C.

Materialele refractare se fabrică din materii prime înnobilate, avînd viteză de fluaj sub 0,03 %/h, șoc termic și constanță de volum excelente.

Pentru orientare se redau în tabelul 2 caracteristicile unor produse Didier [3] utilizate la căptușirea oalelor torpedo.

Concluzii

Oalele torpedo au fost adoptate ca urmare a creșterii capacității furnalelor și a distanțelor de transport al fontei lichide.

În structura zidăriei se disting trei straturi:

— de uzură;
— de durată;
— de izolație.

Agregatul este supus unor solicitări deosebite din punct de vedere:

— static;
— termic;
— chimic;
— mecanic.

Materialele refractare utilizate la înzidire sînt în general silicoaluminoase și în mod excepţional materiale bazice (magneziene sau dolomitice).

Tabelul 2

Sortimentul	Greutatea volumetrică,	Porozitatea aparentă,	Rezistenţa la compresiune,	Constanta de volum 4 h la 1550°,	*Ta*,	Fluaj,	Șoc termic,	Al_2O_3,	Ti_2,	Fe_2O_3,	CaO / +MgO	Na_2O / $+K_2O$
	g/cm³	%	kgf/cm²	%	°C	%	nr. cicluri	%	%	%	%	%
Nova 282 P	2,10 – 2,15	⩽15	>350	1 350±0	1 340	nu este cazul	⩾10	<28	1,5	1,5	0,8	2,5
Maxial 305	⩾2,35	⩽14	⩾400	1 450±0	1 530	1 350° – 0,5	10 – 15	>42	1,8	⩽1,0	0,6	0,5
Resistal 086/1	2,50	16,5	800	+0,1	1640	1 400° – 1,0	>25	60	2 – 3	<1,5	<0,5 /	/ <0,5
Resistal ST 70	2,70	16	>1 000	+0,5	>1 740	1 500° – 0,2	>25	>70	1,3	1,0	0,2 /	0,5 /
Resistal 068/1	3,10	<16	>1 000	+0,5	>1 740	1 500° – 0,2	>20	82	2,0	0,5	0,25 / 0,6	0,2 / 0,2
Resistal 060/1	2,85	22	>600	±0	1650	1 450 – 4,5	>25	85	2,3	1,5	0,2 /	/ 0,3
Resistal 060/5	2,75	<21	>550	+3,0	>1 520	1 450 – 5,0	>20	80	2,8	<2,0	—	—
Resistal 060/8	2,85	22	800	—	1570	1 450 – 3,7	>25	86	2,5	1,6	—	—

Refractarele silicoaluminoase se folosesc în sortimente ce depind în general de temperatura fontei lichide.

Condiţiile principale pe care trebuie să le îndeplinească refractarele pentru zidăria de uzură sînt :

— viteza fluajului sub 0,03 %/h ;
— şoc termic 15—20 cicluri ;
— constanta de volum sub 0,5 %.

Este foarte important de reţinut faptul că aceste condiţii nu se pot realiza decît folosindu-se materii prime foarte pure cu un conţinut minim de oxizi fondanţi.

BIBLIOGRAFIE

[1] Koltermann, M. În : Trans. Brit. Ceram. Soc., 73, 1974.

[2] Routschka, G. În : Keramische Zeitschrift, nr. 10, 1975.

[3] * * * Informaţii tehnice „Didier", august, 1975.

[4] Heuner, W. şi Koltermann, M. În: Berichte aus Forschung und Entwicklung unserer Werke, nr. 4, 1970.

]5[Warman, M. O. În : Trans. Brit. Ceram. Soc., 74, 1975.

[6] Koltermann M. şi Markus, K. În : Radex-Rundschau, nr. 4, 1977.

[7] Workmann, G. M. În : Trans. Brit. Ceram. Soc., 73, 1974.

◆

DOCUMENTARE

Un nou procedeu de turnare cu cochilă fuzibilă

Din literatura de specialitate este cunoscut procedeul de turnare continuă orizontală pentru oţel, cu cochilă independentă de cuptor la care, după formarea unei cruste pe firul de turnare, cochila este îndepărtată, iar metalul lichid curge prin orificiul firului şi se solidifică în cochilă răcită cu apă. Procedeul respectiv este comunicat de firma Technicon Instruments Corp. Tarrytown N.Y. (S.U.A.).

L. Watts, inventatorul procedeului de mai sus, propune o nouă variantă, cu cochilă pierdută.

În această variantă oţelul lichid este împins, ca şi la turnarea sub presiune, dintr-un distribuitor într-un tub de aluminiu înclinat, răcit cu apă. După solidificarea topiturii în tubul de aluminiu se opreşte răcirea, iar tubul de aluminiu se topeşte în timp scurt.

Ca exemplu pentru turnarea unui oţel inoxidabil după ASI 304 cu 0,08 %C, 19 % Cr şi 10 % Ni, cu o temperatură lichidus de 1 510°C şi o temperatură solidus de 1 427°C şi o cochilă din aliaj de aluminiu cu 4,5 % Cu, 1,5 % Mg şi 6 % Mn este necesară o cochilă de 4,75 mm grosimea peretelui şi 30,5 m lungime, la o secţiune interioară de 100 mm × 100 mm. Viteza de încărcare este de 4,8 kg/(cm^2 min) sau circa 480 kg/min.

Procedeul descris se utilizează în special la turnarea oţelurilor speciale greu deformabile.

(În : *Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 14, 1980, p. 784*)

Turnarea continuă în Japonia

În Japonia, în anul 1979, turnarea continuă a atins 90,8 % din oţelul de uz curent turnat, depăşind pentru prima oară coeficientul de 90 %. În sectorul de oţeluri speciale, 79,8 % din producţie a fost turnată continuu.

(În : *Metal Bulletin, Anglia, nr. 6497, 1980, p. 40*)

Un dispozitiv pentru recuperarea gazelor de oţelărie

Usinor şi Creusot-Loire Entreprises au conceput un nou dispozitiv de recuperare a gazelor de oţelărie care este testat la convertizorul nr. 1 al oţelăriei nr. 1 de la Usinor-Dunkerque, din iulie 1978. Societăţile Usinor, Sacilor-Sollac, Solmer şi Creusot-Loire Entreprises s-au asociat pentru construirea acestui prototip, cu ajutorul financiar al Agenţiei pentru Economii de Energie.

Dispozitivul cuprinde în principal, în partea superioară, o vană cu trei căi ce permite dirijarea gazului fie la faclă, fie la un gazometru, iar în partea inferioară, o închidere hidraulică ce poate fi pusă în funcţiune instantaneu în caz de avarie şi care izolează gazometrul.

Vana cu trei căi are trei orificii : orificiul de intrare orizontal şi cele două orificii de ieşire verticale. În interiorul corpului vanei, un clopot mobil acţionat de un cric hidraulic asigură dirijarea gazelor spre unul din orificiile de ieşire. Cînd clopotul este în poziţie ridicată, gazul (conţinut $CO > 45\%$ şi $O_2 < 2\%$) este dirijat la circuitul de recuperare. Cînd clopotul este în poziţie coborîtă, gazul este dirijat la faclă. În poziţie ridicată, o cămaşă a orificiului superior plonjează în rezervorul inelar de apă al clopotului. În poziţie coborîtă, cămaşa clopotului plonjează într-un rezervor de apă concentric la orificiul inferior. Nivelul de apă al acestor două rezervoare este menţinut constant prin completări automate.

Închiderea hidraulică de siguranţă cuprinde :

— orificiul de racordare la vana cu trei căi ;
— un rezervor de apă inelar (castel de apă) ;
— incinta închiderii cilindrice de siguranţă în care iese tubulatura de racordare a circuitului de recuperare a gazelor, rezervorul inferior pentru colectarea apei din închizătorul de siguranţă în cazul repornirii instalaţiei.

Cînd circuitul de recuperare trebuie izolat pentru un motiv sau altul, apa din castelul de apă este deversată instantaneu în interiorul închizătorului şi circulaţia gazului nu se mai desfăşoară în nici un sens. Pentru restabilirea normală a circuitului de recuperare, apa din închizător se goleşte în rezervorul inferior.

Instalaţia este echipată cu toate materialele şi aparatajele ce permit simularea la mărime reală a operaţiei de recuperare şi funcţionează automat din trimestrul IV.1978. De la această dată instalaţia a executat 3 500 operaţii fără incidente. Deoarece vana nu este racordată în prezent la un gazometru, o instalaţie provizorie evacuează la faclă gazele care în mod normal ar fi recuperate. Registrul situat în această parte provizorie simulează contrapresiunea care este în mod normal cea a circuitului de recuperare.

Recuperarea gazelor la cele două oţelării de la Dunkerque ar permite o economie de 100 000 t echivalent petrol pe an pentru o producţie de 6,5 mil. t anual oţel lichid. Gazul de oţelărie recuperat ar înlocui gazul de cocserie pentru îmbogăţirea gazului de furnal necesar încălzirii cauperelor. Gazul de cocserie astfel eliberat ar fi utilizat în locul păcurii pentru încălzirea cuptoarelor de la laminoarele de bandă.

Agenţia pentru Economie de Energie consideră acest proiect interesant şi ar putea aduce o contribuţie importantă la realizarea lui însă, fiind vorba despre o investiţie importantă, trebuie găsite mijloacele de finanţare.

(În : *Revue de Métallurgie — C.I.T., Franţa, nr. 7, 1980, p. 655*)

◆

Ing. T. Gherasim şi ing. Gh. Tilea
C.C.P.T. — Bucureşti

Aspecte tehnice şi economice ale unei politici independente energetice la fabricaţia de ţevi la Întreprinderea de ţevi Republica—Bucureşti

CZ : 621.311.152 : 621.774

Centrul de cercetare şi proiectare ţevi — Bucureşti de la înfiinţarea sa în anul 1974 şi pînă în prezent, printr-o strînsă colaborare cu întreprinderile C.I.P.M., şi-a orientat activitatea de cercetare, dezvoltare tehnologică şi introducere a progresului tehnic spre rezolvarea problemelor ridicate de obţinerea de produse noi competitive pe pieţele internă şi externă, pe îmbunătăţirea caracteristicilor fizico-mecanice ale produselor existente, prin consumuri minime de energie, combustibil şi materii prime restrictive.

Acestea reprezintă, în fond, expresia concentrată şi aplicabilă a gîndirii tehnice a fiecărui centru de cercetare şi proiectare, în vederea sporirii calităţii produselor şi reducerii consumurilor energetice, de combustibili şi de materii prime restrictive. Aportul tehnologiilor avansate în perfecţionarea proceselor industriale, cu efecte pozitive în reducerea consumurilor energetice, de combustibil şi materii prime restrictive, este de o importanţă majoră în aplicarea noului mecanism economico-financiar.

Nu mai puţin importantă este, însă, contribuţia acestora la stabilirea unei politici independente din punct de vedere energetic la nivel de ţară, a căror eficienţă este demonstrată pe căi mai complexe, mai corespunzătoare şi de mai lungă durată. Aşa spre exemplu, uzina Republica, cunoscută producătoare de ţevi, poate nu este mediul cel mai spectaculos, ca orice unitate metalurgică, dealtfel — prin care se pot demonstra efectele noilor tehnologii din fabricaţia de ţevi asupra reducerii consumurilor energetice, de combustibil şi alte resurse restrictive, pentru simplul motiv că în acest domeniu înnoirile tehnologice sînt mai lente, deoarece scopul introducerii lor în practică vizează, înainte de toate, factorii de performanţă calitativă. Dar tocmai o asemenea realitate s-a socotit semnificativă, pentru aportul la crearea unei politici independente energetice la nivelul economiei naţionale pe o durată mai mare de timp.

Mai întîi cîteva date de prezentare : uzina este specializată pentru producţia de prăjini de foraj cu racorduri sudate, ţevi inoxidabile şi energetice pentru cazane, precum şi principalul furnizor de ţevi pentru temperaturi scăzute şi material tubular, testat termic, pentru forajul sondelor de mare adîncime. Toate aceste produse, foarte specializate, sînt rodul unor restructurări foarte recente, cu scopul micşorării consumului de energie, combustibil şi alte surse materiale restrictive.

Orientarea întreprinderii a urmărit aplicarea celor mai perfecţionate procedee tehnologice, apte să realizeze întreaga gamă de ţevi cerute de economie, asigurînd concomitent diversificarea calitativă şi dimensională a producţiei cu un consum minim energetic, conform cu necesităţile ramurilor de vîrf ale industriei chimice, aeronautice, petroliere şi energetice.

Criteriul principal de atingere a unor astfel de performanţe s-a concentrat pe valorificarea superioară a metalului. Acest criteriu odată aplicat în expresia lui tehnică şi organizatorică la produsele amintite a determinat, în scurt timp, o creştere considerabilă a eficienţei economice.

De exemplu la secţia unde se fabrică ţevi petroliere : burlane, ţevi de extracţii, sondeze etc., introducerea unei maşini de filetat cu o productivitate foarte mare (care a înlocuit munca mai multor utilaje învechite) a determinat o cheltuială mai mică a operaţiilor de fabricaţie a ţevilor şi, implicit, un consum energetic mai mic cu circa 12 MWh/1 000 t producţie.

Noua tehnologie pe ansamblul secţiei a mărit mult calitatea produselor, fiabilitatea lor în exploatare, a redus cu peste 50 % coeficientul de rupere şi a micşorat greutatea de ansamblu a produsului.

Alt produs căutat pe piaţa externă şi internă sînt prăjinile de foraj cu racorduri sudate, grad G105, executate din oţel marca 40VMo-MCO7 după normele internaţionale API Spec. 5AX.

Acestea au fost asimilate în fabricaţia uzinei cu calităţi comparabile pe plan mondial, iar colectivul nostru a urmărit, măsurat şi determinat consumatorii de energie pe fluxul tehnologic, căutînd încadrarea lor la nivelul ţărilor cu tradiţie şi experienţă în realizarea lor.

Astfel, prin încălzirea capetelor de ţeavă cu curenţi de inducţie în vederea refulării s-a realizat un coeficient de scoatere de peste 86 % şi consumuri de energie electrică cu circa 30 % sub consumurile realizate prin procedeul de încălzire în cuptoare clasice cu combustibil. Acest procedeu generalizat şi la alte sortimente de ţevi (ţevi extracţii, ţevi sondeze) a condus la economii de combustibil şi energie electrică pe ansamblul întreprinderii de peste 5 %.

De asemenea, s-a cercetat și urmează a fi aplicat procedeul de încălzire prin inducție la cuptoarele de reîncălzire a țevilor în vederea reducerii acestora (pentru diversificarea sortimentelor), procedeu ce va conduce la economii de energie de peste 35%, simultan cu îmbunătățirea calității țevii și a coeficientului de scoatere. Au fost introduse în prelucrare mărci de oțeluri aliate, simultan cu perfecționarea proceselor tehnologice (de pildă tratarea termică nu se mai face în trepte), fapt care a sporit cheltuielile de producție (numărul de procese executate este mai mare și mai complex), dar în același timp a dus la saltul remarcabil obținut la creșterea valorii tonei de metal prelucrat.

La aceasta se mai adaugă cîștigurile calitative și de siguranță în exploatare, ca și creșterea (dublarea) producției pe aceleași capacități.

Un exemplu concludent : la țevile inoxidabile obținute prin procedeul Stossbank, pe un utilaj, într-o unitate de timp, la un diametru dat, se obține o țeavă de oțel laminat în valoarea de circa 40 mii lei. Cu oțel carbon, laminat la cald, în același timp, la același diametru, se obțin 2 t de țeavă dar cu o valoare de numai 4 000 lei/t. După cum se observă se obține o creștere a valorii materialului prelucrat de zece ori. Cheltuielile de producție mai ridicate nu afectează, în final, cu nimic eficiența economică la această categorie de produse, unde beneficiul realizat în întreprindere, numai pînă în prezent, este de 49%.

Dealtfel, cheltuielile la 1 000 de lei producție marfă sînt la nivelul anului 1980. Aceasta, bineînțeles, fiind consecința utilizării celor mai potrivite procedee tehnologice, cerute de etapa actuală în dezvoltarea producției.

Introducerea din anul 1980 a procedeului de extruziune la cald, pentru obținerea țevilor inoxidabile, va înlesni un salt spectaculos al creșterii valorii pe tona de oțel prelucrat de la 40 mii lei/t la peste 73 mii lei/t (fig. 1).

În același timp, prin introducerea noului procedeu la fiecare tonă de produse se consumă o cantitate de metal cu 277 kg mai mică decît prin utilizarea variantei tehnologice de laminare (fig. 1) ; un consum mai mic de metal duce implicit la un consum mai mic de energie.

Un alt procedeu care a înlocuit o tehnologie veche de fabricație prin laminarea la cald și trageri succesive la rece a fost cercetat prin tema ,,Fabricarea țevilor din oțel inoxidabil și refractare prin sudură pe generatoare în mediu de gaz protector''.

Asimilarea acestei producții de la faza de studii de cercetare—proiectare—producție a fost realizată în întregime de C.C.P.T.B. și, ca eficiență economică a acestei teme, constă în valorificarea superioară a metalului și reducerea consumului specific de la 1,9 t/t produs finit la 1,2 t/t produs finit, urmînd ca la atingerea parametrilor proiectați economia de oțel inoxidabil să ajungă la 1 730 t/an.

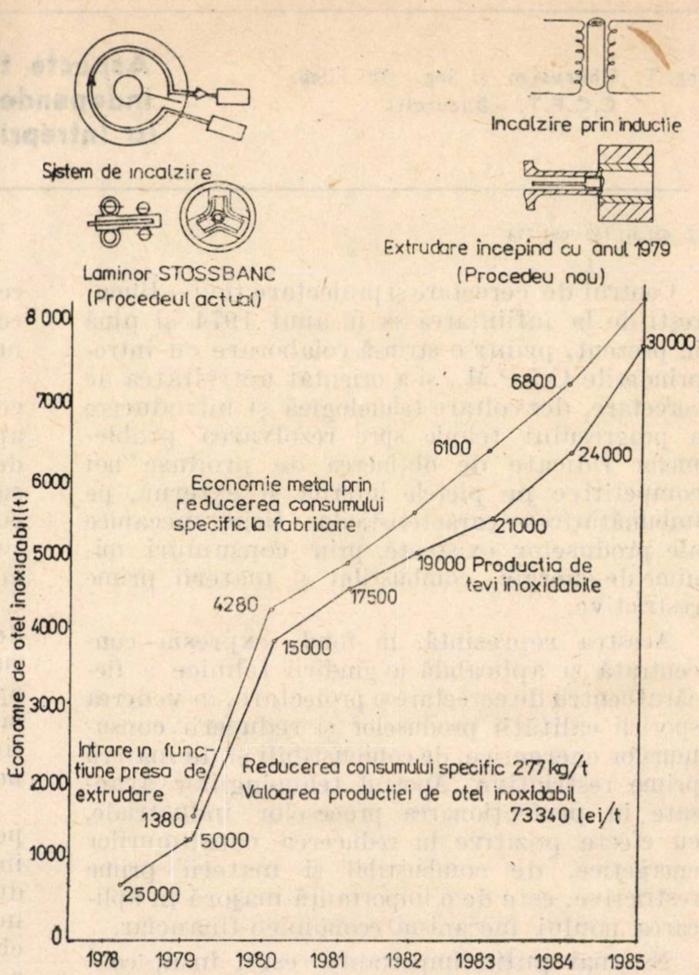


Fig. 1. Reducerea consumului specific de metal la extruziune față de procedeul tradițional

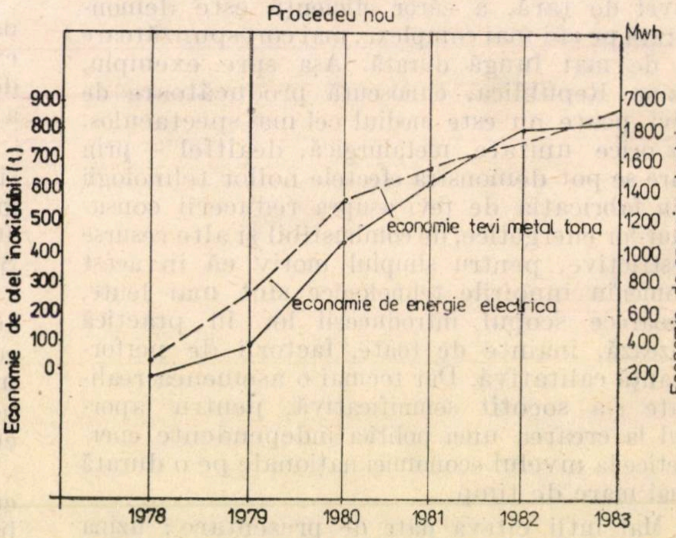


Fig. 2. Economia de metal și energie electrică la oțelurile inoxidabile prin sudare longitudinală față de fabricarea lor prin procedee fără sudură

Pe lîngă economia de metal, fabricarea ţevilor din oţeluri inoxidabile sudate pe generatoare în comparaţie cu vechile procedee conduce şi la o substanţială economie de energie electrică, astfel că la atingerea parametrilor proiectaţi economia de energie electrică va fi de peste 1 800 MWh (fig. 2).

La economia de combustibil situaţia pe cele două procedee se prezintă astfel :

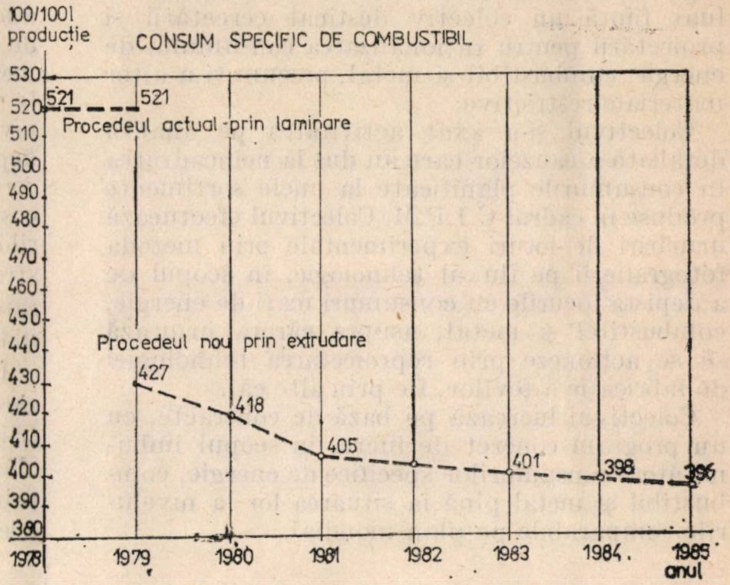


Fig. 3. Reducerea consumurilor de combustibil la fabricarea ţevilor din oţeluri inoxidabile şi refractare prin promovarea tehnologiilor moderne

— prin laminare pe laminoarele Stiefel şi Stossbank consumul de combustibil este de 521 tcc/1 000 t producţie de ţevi în 1978, coboară la 427 tcc/1 000 t producţie în 1979 şi la 418 tcc/1 000 t producţie la nivelul anului 1980.

Reducerile preliminare la combustibil vor fi la nivelul anului 1981 de 405 tcc/1 000 t producţie, în 1982 la 403 tcc/1 000 t producţie, în 1983 la 401 tcc/1 000 t producţie, în 1984 la 398 tcc/1 000 t producţie şi, în final, la 395 tcc/1 000 t producţie la nivelul anului 1985 (fig. 3).

La consumul de energie electrică la cele două procedee noi (extrudarea ţevilor inoxidabile şi sudarea) în comparaţie cu vechile procedee folosite se constată mari economii de energie, astfel :

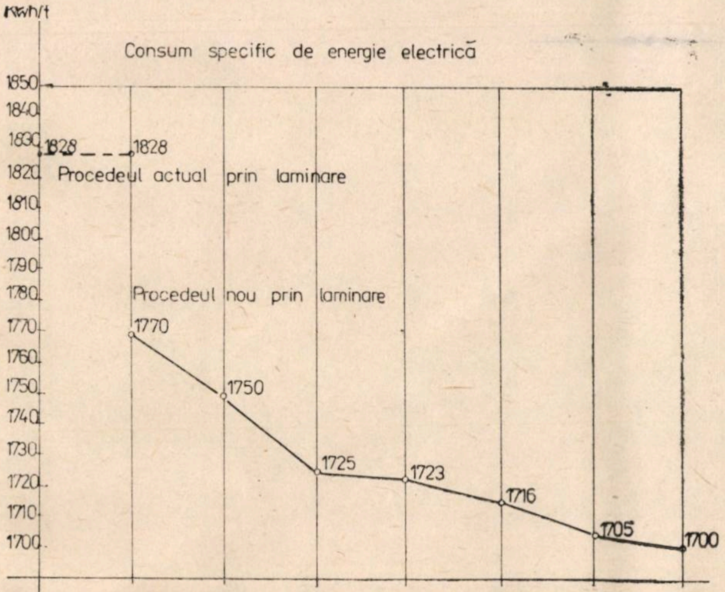


Fig. 4. Reducerea consumurilor de energie electrică la fabricarea ţevilor din oţeluri inoxidabile şi refractare prin procedee tehnologice moderne

— prin laminarea pe laminoarele Stiefel şi Stossbank consumul de energie în 1978 s-a situat la nivelul de 1 828 MWh/1 000 t producţie (fig. 4), coborînd ca urmare a punerii în funcţiune a instalaţiei de extrudare a ţevilor inoxidabile, la finele anului 1979, la 1 770 MWh/1 000 t producţie, în 1980 la 1750 MWh/1 000 t producţie, ca în 1981 să scadă la 1 725 MWh/1 000 t producţie, în 1982 să fie de 1 723 MWh/

1 000 t producţie, în 1983 de 1 716 MWh/1 000 t producţie, în 1984 să coboare la 1 705 MWh/1 000 t producţie, ca să ajungă la nivelul anului 1985 la 1 700 MWh/1 000 t producţie (fig. 4).

În legătură cu urmărirea consumurilor specifice de energie, combustibil, metal şi alte materiale restrictive în întreprinderile C.I.P.M., trebuie să se arate că în cadrul C.C.P.T.B., începînd din luna septembrie 1978, în structura organizatorică a laboratorului de cercetare a luat fiinţă un colectiv destinat cercetării şi proiectării pentru raţionalizarea consumului de energie, combustibil şi metal, precum şi a altor materiale restrictive.

Colectivul şi-a axat activitatea pe analiza detaliată a cauzelor care au dus la neîncadrarea în consumurile planificate la unele sortimente produse în cadrul C.I.P.M. Colectivul efectuează urmăriri de loturi experimentale prin metoda fotografierii pe fluxul tehnologic, în scopul de a depista locurile cu consumuri mari de energie, combustibil şi metal, asupra cărora urmează să se acţioneze prin reproiectarea tehnologiei de fabricaţie a ţevilor, fie prin alte căi.

Colectivul lucrează pe bază de contracte, cu un program concret de lucru, în scopul îmbunătăţirii consumurilor specifice de energie, combustibil şi metal pînă la situarea lor la nivelurile comparabile pe plan mondial.

Căile de reducere a cosumurilor de energie, combustibil şi metal şi a altor resurse restrictive, de creştere a valorificării superioare a acestora, prin metode avansate de lucru şi tehnologii moderne, tehnico-ştiinţifice pentru consumuri, de gospodărire cu grijă a materiilor prime, eforturi depuse pe linia introducerii noilor tehnologii în fabricaţia de ţevi, a progresului tehnic în secţiile de producţie, cooperată cu o bună conlucrare între cercetare–proiectare–producţie, pot asigura diminuarea consumurilor de energie, combustibil şi metal, crea fundamentele unei politici energetice independente la nivelul întreprinderii, şi prin extindere la nivelul economiei naţionale. Aceste politici independente pot să aibă efecte pozitive în reducerea cheltuielilor de producţie, în diminuarea costurilor inutile cuprinse în structura preţurilor la produsele finite şi pot fundamenta o strategie pe termen lung, de creare şi elaborare la nivelul macroeconomic a unei politici independente din punct de vedere energetic.

În concluzie, progresul tehnic şi raţionalizarea consumurilor în secţiile de producţie contribuie la elimiarea din costurile de producţie cheltuielilor inutile în economia fiecărei întreprinderi, centrale şi, în final, în metalurgie, precum şi în economia naţională.

Ing. C. Tațian
Combinatul siderurgic — Reșița

Stabilirea curbei de presare la fabricarea formatelor pentru înzidirea oalei de turnare

CZ : 666.763 : 621.746.32

Volumul principal al producției de refractare de la C.S.R. îl constituie cărămizile pentru înzidirea oalelor de turnat oțel, fasonate prin presare semiuscată.

Proprietatea principală pe care trebuie să o posede cărămizile de oală este compactiatea ridicată, care le conferă o rezistență mare la atacul corosiv al zgurelor.

În timpul presării cărămizilor din mase semiuscate, pierderile de presiune prin frecarea dintre particule provoacă neuniformitatea compactizării produsului în secțiune verticală.

Un factor important care determină compactitatea cărămizilor de oală este, prin urmare, presiunea specifică de presare. La C.S.R., în cadrul Atelierului de produse refractare, presarea formatelor pentru înzidirea oalei de turnare se face semiuscat, la o umiditate de 4—6%, pe prese de fricțiune, avînd forțele de presare cuprinse între 80 și 160 tf. În consecință, se realizează presiuni specifice între 246 și 376 kgf/cm².

Materialul pentru cărămizile fasonate după metoda semiuscată de calitate RC 73 se dozează după cum urmează :

Argilă Suncuiuș tip A 173	40%
Șamotă SRD 175 + șamotă Anina	55%
Șamotă SRD 175 Azuga	5%
Moliftan (peste 100%)	0,4%

Deci gradul de degresare al masei utilizate la presare este de 60%.

Compoziția granulometrică a masei folosite la presarea formatelor pentru oala de turnare este redată în tabelul 1, iar presiunile specifice dezvoltate la presare, în tabelul 2. Masa se caracterizează printr-o pondere substanțială a fracțiunilor intermediare avînd dimensiunea medie a particulelor de 0,70 mm, la un indice de uniformitate $n = 6$.

În vederea diminuării gradientului de porozitate pe înălțime se utilizează fabricarea prin presare bilaterală. În acest sens, matrița este susținută de un postament suspendat pe arcuri, în așa fel încît la apăsarea poansonului de sus în jos corpul matriței realizează o mișcare de coborîre în raport cu placa de fund a matriței (fig. 1). Pentru ridicarea caracteristicii „Porozitate aparentă în funcție de presiunea specifică de presare" s-au determinat porozitățile aparente ale formatelor de oală, în stare crudă, în cursul unei perioade de fabricație curentă de o lună de zile. Datele primare medii ale acestor determinări sînt redate în tabelul 3.

Tabelul 1

Nr. crt.	Nr. sitei	Rest, % greutate
1	2,5 STAS 1077—67	9,01
2	1,0 STAS 1077—67	43,21
3	0,5 STAS 1077—67	59,96
4	0,09 STAS 1077-67	91,84

Tabelul 2

Presiunile specifice dezvoltate la presare

Formatul	Forța de presare, t	Suprafața cărămizii, cm²	Presiunea specifică, kgf/cm²	Tipul presei
OT—11	80	325	246	SCHERB
OT—21	120	480	250	REISMANN
OT—22	80	246	325	HELLER
OT—21	160	480	333	COWO
OT—11	120	325	370	REISMANN
OT—23	160	426	376	COWO

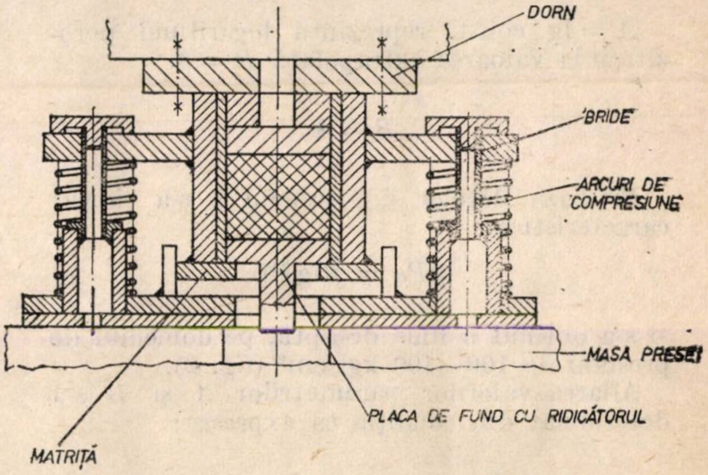


Fig. 1. Schema presării bilaterale

Literatura de specialitate indică în acest sens o relație de tip politropic :

$$X^mY^k = \text{const.}$$

privind dependența funcțională dintre porozitate și presiunea specifică de presare, în care m și k sînt constante, iar :

$X = P_{ap}$ reprezintă porozitatea aparentă, %;
$Y = P$ — presiunea specifică realizată pe format, kgf/cm².

Pe baza datelor din tabelul 2 s-a construit curba $Pa = f(P)$.

Tabelul 3

K	P_K	$\lg P_K$	Pa_{K}' %	$\lg Pa_K$
1	100	2,00000	23,5	1,37107
2	125	2,09691	22,41	1,35046
3	150	2,17609	21,56	1,33362
4	175	2,24304	20,86	1,31938
5	200	2,30103	20,28	1,30705
6	225	2,35218	19,78	1,29617
7	250	2,39794	19,34	1,28644
8	275	2,43933	18,95	1,27764
9	300	2,47712	18,60	1,26961
10	325	2,51188	18,29	1,26221
11	350	2,54407	18,00	1,25537
12	375	2,57403	17,74	1,24900
13	400	2,60206	17,50	1,24304
SUMA	—	$\sum_{1}^{13}$: 30,71568	—	$\sum_{1}^{13}$: 16,82106

În transpunere logaritmică (tab. 2) dependența funcțională $Pa = f(P)$ ia forma pentru $m = 1$:

$$\lg Pa = A - B \lg P$$

în care:

$A = \lg$ const. reprezintă logaritmul porozității la valoarea extrapolată $P = 0$.

$$B = k$$

Pe baza datelor din tabelul 2 s-a ridicat caracteristica:

$$\lg Pa = f(\lg P)$$

și s-a obținut o linie dreaptă, pe domeniul de presiuni de 100—400 kgf/cm² (fig. 2).

Aflarea valorilor parametrilor A și B s-a determinat din condiția ca expresia:

$$S = \sum_{i=1}^{13} (\lg Pa_i - A + B \lg Pi)^2$$

să fie minimă, în ipoteza că toate determinările s-au efectuat cu aceeași precizie.

Sub formă dezvoltată, funcția SCOP este următoarea:

$$S = \sum_{i=1}^{13} \lg^2 Pa_i + \sum_{i=1}^{13} A^2 + B^2 \sum_{i=1}^{13} \lg^2 Pi -$$

$$-2A \sum_{i=1}^{13} \lg Pa_i + 2B \sum_{i=1}^{13} \lg Pi \lg Pa_i -$$

$$-2AB \sum_{i=1}^{13} \lg Pi$$

Pe baza datelor din tabelul 2 s-au calculat termenii sumatori ajungîndu-se la ecuația de formă explicită:

$$S = 21{,}78473 + 13A^2 + 73{,}00582\, B^2 -$$

$$- 33{,}64212\, A + 79{,}3036\, B - 61{,}43136\, AB$$

Prin rezolvarea sistemului:

$$\begin{cases} \dfrac{\partial S}{\partial B} = 0 \\ \dfrac{\partial S}{\partial A} = 0 \end{cases}$$

în speță:

$$\begin{cases} 26A = 61{,}43316\, B = 33{,}64212 \\ - 61{,}4313\, A + 146{,}01164\, B = - 79{,}30360 \end{cases}$$

s-au obținut valorile:

$$A = 1{,}79688$$

$$B = 0{,}21286$$

de unde se deduce ecuația:

$$\lg Pa = 1{,}79688 - 0{,}21286 \lg P$$

echivalentă cu ecuația politropă:

$$Pa \times P^{0{,}21286} = 10^{1{,}79688}$$

$$Pa \times P^{0{,}21286} = 62{,}644$$

în care valoarea 62,644 reprezintă porozitatea inițială a masei utilizate la presare, $P0 = 62{,}644\,\%$.

În concluzie, există posibilitatea măririi compactității formatelor pentru oala de turnare prin:

— utilizarea unor prese cu o presiune specifică (dezvoltată) realizabilă de circa 600 kgf/cm²;

— utilizarea unei mase cu o compoziție granulometrică discontinuă, în care ponderea fracțiunilor intermediare să fie minimizată în vederea unei așezări cît mai compacte a particulelor de material (compoziție „gap sizing").

În acest caz gradul de afînare al masei va fi sensibil mai mic, adică porozitatea inițială P_0 va fi mult sub valoarea de 62,644 %.

— folosirea unor substanțe hidrofobizante, cum sînt reziduurile de la distilarea acizilor grași cu catene $C_7 - C_9$, emulsie de păcură, acizi naftensulfonici ($C_nH_{2n+1} - SO_2OH$) și altele, este ușurată deplasarea granulelor datorită proprietăților lubrifiante a peliculelor de molecule organice absorbite pe suprafața lor. Substanțele tensioactive absorbite în microfisurile granulelor micșorează totodată rezistența mecanică a acestora și producînd sfărîmarea lor măresc compactitatea.

— prin creșterea numărului de lovituri L de presare, compactitatea ρ crește conform relației :

$$\rho = \rho_0 + r \lg L$$

în care ρ_0, r sînt constante ($\rho_0 = 1{,}5$, $r = 1{,}0479521$ pentru masele folosite curent la fabricarea formatelor de oală, în cadrul Atelierului de produse refractare din cadrul C.S.R.). În aceste condiții, la creșterea numărului de lovituri de la trei la patru, se obține un spor de circa 10 % în raport cu compactitatea obținută cu trei presări.

BIBLIOGRAFIE

[1] Dinescu, R. *Bazele tehnologiei ceramicii și refractarelor.* București, Ed. tehnică, 1966, p. 412—416.

[2] Rumșiski, L. Z. *Prelucrarea matematică a datelor experimentale* (trad. din l. rusă). București, Ed. tehnică, 1974, p. 61—65 și p. 121—136.

[3] Forray, M. I. *Calculul variațional în știință și tehnică* (trad. din lb. engleză). București, Ed. tehnică, 1975, p. 22—33.

[4] Bratu, Em. *Operații și utilaje în industria chimică.* București, Ed. tehnică, 1969, p. 178—188.

[5] Dinescu, R. și Surdeanu, T. *Ceramica din oxid de aluminiu.* București, Ed. tehnică, 1979, p. 258—259.

[6] * * * *Lucrările primei conferințe de chimie și tehnologia silicaților tehnici și compușilor oxidici.* Brașov, 9 noiembrie, 1972, p. 56—63.

DOCUMENTARE

Producția mondială de tablă cositorită

Producția mondială de tablă cositorită s-a ridicat de la 13,72 mil.t în 1978 la 14,26 mil.t în 1979. Creșterile cele mai mari de producție au fost înregistrate în următoarele țări (în t) :

	1 978	1 979
Brazilia	501 400	536 800
Coreea de Sud	93 000	134 000
Statele Unite	3 990 000	4 250 000
Uniunea Sud-Africană	244 400	276 300
Argentina	53 000	67 000
Belgia	297 800	331 000
Italia	387 300	420 900
R.F.G.	812 600	857 600

Producția sovietică a rămas la același nivel și a scăzut în Canada, Grecia, Polonia și Spania. Consumul mondial de tablă cositorită a prezentat o ușoară creștere, de la 10,39 mil. t în 1978 la 10,40 mil. t în 1979.

(În : *Revue de Métallurgie—C.I.T., Franța, nr. 7, 1980, p. 70E*)

Noua oțelărie Italsider de la Genova-Cornigliano

La centrul siderurgic Italsider din Genova-Cornigliano a intrat în funcțiune noua oțelărie cu oxigen OBM, construită în locul oțelăriei Martin, care lucra din 1953. Instalația, dotată cu două convertizoare de 250 t ce funcționează alternativ, are o capacitate anuală de producție de 2,4 mil. t oțel. Realizarea ei reprezintă un progres decisiv în transpunerea în viață a programului de redresare a întreprinderii, de mărire a eficienței tehnico-economice, de creștere a calității și valorii adăugate a produselor, de îmbunătățire a condițiilor ecologice și ambientale de muncă.

Alte aspecte mai importante ale programului de modernizare a acestui centru siderurgic sînt reprezentate de construirea unei linii de turnare continuă a bramelor, mărirea capacității de laminare la rece legată de capacitățile de producție ale liniilor de cositorire și zincare. La proiectarea și realizarea oțelăriei OBM au participat Italimpianti, U.S. Steel, Ansaldo, CMF, CIMI, SAE, ISA și numeroase alte firme coordonate de tehnicienii de la Italsider.

Principalele caracteristici ale convertizoarelor acestei oțelării OBM sînt :

— capacitatea maximă de producție zilnică	6 600 t
— înălțimea convertizorului	11 m
— diametrul interior al convertizorului, inclusiv căptușeala de cărămizi refractare	7,43 m
— volumul convertizorului, exclusiv căptușeala de cărămizi refractare	235 m³
— greutatea convertizorului plus cărămizile refractare	1 500 t
— gurile de insuflare a oxigenului	16
— motoare pentru rotirea convertizoarelor	4 de 100 CP
— cantitatea de oxigen furnizată	780 m³/min
— cantitatea furnizată de gaz metan	70 m³/min
— încărcătura	80 % fontă lichidă 20 % fier vechi
— frecvența șarjelor de elaborare	la fiecare 50 min

— Automatizare : controlul gazelor este încredințat unui calculator cu logică programată, la care pot fi racordate și toate operațiile de siguranță a funcționării (captarea și epurarea gazelor arse). Controlul șarjei este efectuat de un calculator de proces Honeywell tip 4400. Noua oțelărie mai este dotată și cu un calculator de gestiune tip Honeywell H716 racordat la sistemul informațional al întreprinderii, pentru controlarea operativă completă a activității ei.

— Epurare : capacitatea de epurare a fostei oțelării a fost dublată ; la cele trei filtre electrostatice existente au fost adăugate trei alte unități puternice, care asigură epurarea eficientă și constantă a mediului exterior și de lucru. Capacitatea de tratament a gazelor arse a noii instalații este de 457 000 Nm³/h gaze provenind de la convertizor și 830 000 Nm³/h gaze provenind de la întregul centru siderurgic.

(În : *Bollettino Tecnico Finsider, Italia, mai-iunie, nr. 386, 1980, p. 229*)

Amestecuri de formare cu autoîntărire pe bază de ciment

Dr. chim. E. Cohn şi ing. V. Petrescu
I.C.S.I.T.P.S.C. — Bucureşti

CZ : 621.742 : 666.954.4

Aplicat încă din anul 1930, procedeul Randupson de obţinere a amestecurilor de formare pe bază de ciment a căpătat o extindere mare în Germania în timpul celui de-al doilea război mondial, iar mai apoi şi în alte ţări pînă în jurul anului 1950, cînd datorită descoperirii unor noi lianţi şi procedee a început să fie înlocuit treptat [1].

În ultimul deceniu se constată însă o revenire la procedeul de formare în amestecuri cu ciment, ca urmare a îmbunătăţirilor care s-au adus vechiului procedeu prin folosirea acceleratorilor de priză, care scurtează în mod substanţial ciclul de fabricaţie a formelor şi miezurilor.

Procedeul de formare în amestecuri cu ciment poate fi aplicat la confecţionarea miezurilor şi formelor necesare turnării pieselor mici, mijlocii şi grele din fontă, precum şi pentru piese mijlocii din oţel. Cele mai bune rezultate se obţin mai ales la turnarea pieselor mijlocii şi mari din fontă cu greutatea de 50—40 000 kg [2].

Dezavantajul principal prezentat de amestecurile de formare cu ciment clasice îl constituie timpul mare de autoîntărire (36—48 h), care necesită suprafeţe mari în turnătorie pentru depozitarea formelor şi miezurilor şi un număr sporit de modele şi utilaje de formare-turnare.

Din aceste motive majoritatea cercetărilor efectuate în ultimii ani asupra amestecurilor de formare cu ciment au avut ca scop principal accelerarea vitezei de întărire a acestora.

Astfel s-au experimentat diferite substanţe chimice cu rol de accelerator al procesului de întărire a cimentului în prezenţa apei, obţinîndu-se rezultate favorabile cu Al_2O_3, tripolifosfat de sodiu [3], hidroxid de sodiu, hidroxid de calciu, clorură de calciu [4], ipsos, clorură de magneziu, fluorură de calciu, fluorură de aluminiu, silicat de sodiu şi altele [5] — [8].

Studiile efectuate de unii cercetători au arătat că leşia sulfitică şi melasa, cu toate proprietăţile lor higroscopice, pot fi utilizate ca acceleratori ai procesului de întărire a amestecurilor de formare cu ciment [9], [10].

Lucrările experimentale efectuate au arătat că viteza de întărire a amestecurilor cu ciment poate fi accelerată prin suflarea de aer cald, CO_2 sau de aer încălzit la temperatura de 40—60°C, îmbogăţit cu 10—12% CO_2 [11].

Zeiser, Moray şi Loix au cercetat efectul accelerator al clorurii de calciu asupra vitezei de întărire a amestecurilor de formare pe bază de ciment [12], [13].

Clorura de calciu este un aditiv care accelerează procesul de întărire a amestecurilor pe bază de ciment şi are efect şi asupra rezistenţei la compresiune a acestor tipuri de amestecuri, contribuind la obţinerea unor rezistenţe mai ridicate.

Mecanismul de acţiune al clorurii de calciu este deosebit de complex.

Influenţa acestui adaos asupra creşterii rezistenţelor mecanice arată că acţiunea sa principală se manifestă asupra hidratării şi hidrolizei silicaţilor de calciu (existenţi în proporţii majoritare în cimenturi) şi a consolidării structurii determinată de procesul de hidratare a acestora.

Se admite că clorura de calciu este adsorbită la suprafaţa silicatului tricalcic cu formarea oxiclorurii de calciu şi eliberarea de bioxid de siliciu, care accelerează procesul de întărire şi contribuie la creşterea rezistenţei conform ecuaţiei [14] :

$$3CaOSiO_2 + CaCl_2 + {}_{12}H_2O \rightarrow {}_{3}CaO.CaCl_2 \cdot {}_{12}H_2O + SiO_2$$

Solubilitatea mai mare a oxiclorurii de calciu în apă determină o intensificare a hidrolizei silicaţilor de calciu din ciment.

Adsorbţia clorurii de calciu la suprafaţa silicaţilor de calciu determină o mai intensă adsorbţie a apei cu influenţe asupra vitezei de hidratare.

Unele cercetări efectuate [15] demonstrează că prezenţa clorurii de calciu (ca şi a altor cloruri) micşorează *p*H-ul soluţiilor apoase, intensificînd astfel hidroliza silicaţilor de calciu din pastele cu ciment.

Procesele de hidratare şi hidroliză a silicaţilor de calciu şi de consolidare a neoformaţiunilor apărute sînt intensificate şi datorită reacţiei clorurii de calciu ($CaCl_2$) cu hidroxidul de calciu ($CaOH_2$) cu formarea unor cristalohidraţi de forma : $Ca(OH)_2CaCl_2\ H_2O$ şi ${}_{3}Ca(OH)_2 \cdot CaCl_2 \cdot {}_{12}H_2O$ (hidroxidul de calciu apare la hidroliza cimentului) [15].

Influenţa clorurii de calciu se datoreşte şi faptului că introducerea sa măreşte tăria ionică a soluţiilor, iar prin efectul ionului comun de calciu contribuie la intensificarea proceselor de hidratare şi hidroliză a silicaţilor de calciu [15].

Clorura de calciu influenţează şi hidratarea aluminaţilor şi feroaluminaţilor de calciu din cimenturile portland, întîrziind priza cimentului dar accelerînd întărirea în faza inițială.

Aluminații de calciu (și feroaluminații de calciu) reacționează în soluție apoasă cu $CaCl_2$ conform ecuațiilor :

$$_3CaOAl_2O_3+CaCl_2+H_2O \rightarrow 3CaOAl_2O_3CaCl_2\,{}_{10}H_2O$$

$$_3CaO\,(Al_2O_3 \cdot Fe_2O_3) + {}_3CaCl_2 + {}_{32}H_2O \rightarrow$$

$$\rightarrow {}_3CaO(Al_2O_3 \cdot Fe_2O_3) \cdot {}_3CaCl_2 \cdot {}_{32}H_2O$$

Compușii formați întîrzie hidratarea aluminaților de calciu.

Studiile detaliate efectuate arată că cu creșterea concentrației de clorură de calciu hidratarea $_3CaOAl_2O_3$ este întîrziată, iar hidratarea $_3CaOSiO_2$ este accelerată.

Influențele variate și multiple, care aproape în totalitate intensifică întărirea cimenturilor silicioase, fac din clorura de calciu cel mai eficace accelerator de întărire cunoscut pînă în prezent [15].

În lucrarea de față se prezintă rezultatele obținute în urma studiilor efectuate în vederea preparării unor amestecuri de formare pe bază de ciment utilizabile la fabricarea lingotierelor.

Experimentările efectuate au arătat că tipurile de ciment indigene, care se pretează la prepararea amestecurilor de formare autoîntăritoare, sînt : RIM — 250, RIM — 200 și P — 400.

Cimenturile RIM — 250 și RIM — 200 au prezentat o comportare aproape similară la toate încercările efectuate, în timp ce cu cimentul P — 400 s-au obținut caracteristici diferite.

În tabelul 1 se arată compoziția chimică a cimenturilor RIM — 250 și P — 400 utilizate pentru încercările efectuate în laborator.

Tabelul 1

Tip ciment	SiO_2	Al_2O_3	Fe_2O_3	CaO	MgO	SO_3	Mn_3O_4	Na_2O	K_2O	PC
RIM—250	18,95	6,99	3,20	59,98	0,34	3,48	0,18	0,56	0,79	3,66
P—400	21,82	7,12	4	60,09	0,78	3	—	—	—	—

Toate amestecurile efectuate s-au preparat prin utilizarea nisipului de Dunăre cu următoarea analiză chimică :

$SiO_2 = 83{,}32\,\%$; $Fe_2O_3 = 4{,}1\,\%$; $Al_2O_3 = 3{,}75\,\%$;

$CaO = 3{,}5\,\%$; $MgO = 3\,\%$; $P.C. = 2{,}08\,\%$.

Nisipul de Dunăre a prezentat o componentă levigabilă de 1 — 1,5 %.

În tabelul 2 se arată granulația nisipului de Dunăre utilizat.

Tabelul 2

Sita nr.	1,0	0,63	0,40	0,30	0,20	0,16	0,10	0,08	0,063	tavă
%	5,3	11,7	22,6	13,8	30,6	10,0	5,1	0,6	0,2	0,1

Nisipul de Dunăre prezintă un început de sinterizare la 1 300°C, iar la 1 400°C sinterizarea este totală.

Amestecul de formare s-a preparat într-un malaxor de laborator cu role în care s-au introdus nisipul uscat și cimentul, amestecîndu-se timp de 2—3 min, după care s-a adăugat faza lichidă amestecîndu-se încă 2—3 min.

Încercările și experimentările efectuate au condus la stabilirea următoarei rețete principale :

- 92 % nisip de Dunăre ;
- 8 % ciment (RIM—250 sau P—400) ;
- 0,5 % $CaCl_2$ p. a (clorură de calciu) ;
- 6 % apă.

Tabelul 3

Proprietăți tehnologice	Amestec cu ciment RIM—250	Amestec cu ciment P—400
Permeabilitatea, $cm^3/cm^2/min$	150	160
Rezistența la compresiune după 1 h, g/cm^2	420	310
Rezistența la compresiune după 3 h, g/cm^2	1 600	940
Rezistența la compresiune după 7 h, g/cm^2	7 600	5 000
Rezistența la compresiune după 24 h, g/cm^2	13 000	13 000
Rezistența la tracțiune, kg/cm^2	2	1,5
Timpul de utilizare, min	30—40	35—45
Umiditatea după 12 h	1,2	1,5

Clorura de calciu s-a solubilizat mai întîi în apă, iar soluția obținută a fost adăugată amestecului de nisip-ciment. Pentru a se evita solubilizarea se poate utiliza cu rezultate identice produsul indigen „Calora", cu densitate de 1,17 g/cm^3 și $pH = 6{,}5$, în care caz rețeta de preparare a amestecurilor de formare este următoarea :

- 92 % nisip Dunăre ;
- 8 % ciment (RIM—250 sau P—400) ;
- 2,2 % produs Calora (în volume) ;
- 3,6 % apă.

Proporțiile de ciment, apă, clorură de calciu, precum și temperaturile de uscare, umiditatea remanentă, timpul de amestecare au o influență deosebit de importantă asupra proprietăților amestecurilor de formare.

Influența acestor factori asupra proprietăților amestecurilor de formare pe bază de ciment-apă-clorură de calciu este analizată în cele ce urmează.

Influența proporțiilor de ciment s-a studiat prin adăugarea unor cantități diferite de ciment, ceilalți componenți ai rețetei de preparare arătate mai sus fiind introduși în aceleași proporții în toate amestecurile.

În figura 1, *a* se arată rezistențele la compresiune și variațiile acestora în funcție de proporțiile de ciment adăugate.

Rezistențele la compresiune s-au determinat la 1, 3, 7 și 24 h de la prepararea amestecurilor de formare.

Se constată că rezistențele la compresiune la utilizarea aceleiași rețete sînt mai mari în cazul cimentului RIM–250 decît la utilizarea cimentului P–400.

Se poate observa în figura 1, *a* că rezistențele la compresiune cresc proporțional cu cantitățile de ciment adăugate.

În figura 1, *b* se prezintă variația rezistenței la compresiune la creșterea proporțiilor de ciment și la mărirea corespunzătoare a fazei lichide, astfel încît raportul ciment /soluție din amestec să rămînă constant la valoarea 1,33.

Se constată că valorile rezistențelor la compresiune ating un maximum la amestecurile cu 8% ciment (fig. 1, *b*), iar rezistențele de tracțiune cresc proporțional cu cantitatea de ciment existentă în amestec (fig. 1, *c*).

Utilizarea unor proporții de 8 – 8,5% ciment asigură obținerea proprietăților tehnologice necesare în practica turnătoriei pentru formarea în amestecuri cu ciment.

Influența proporțiilor de clorură de calciu a fost studiată prin analizarea caracteristicilor amestecurilor preparate cu 0,25 – 1% clorură de calciu, conform rețetei prezentate anterior.

Se constată că rezistențele la compresiune la 1 și 3 h de la prepararea amestecurilor cresc corespunzător cu creșterea proporțiilor de clorură de calciu, în timp ce valorile rezistențelor la 7 și 24 h de la prepararea amestecurilor coboară, maximum de rezistență obținîndu-se la un adaos de 0,5% $CaCl_2$ (fig. 2, *a*).

Permeabilitatea amestecurilor crește proporțional cu mărirea proporțiilor de clorură de calciu (fig. 2, *b*).

Se subliniază că permeabilitatea amestecurilor preparate cu ciment P–400 este mai mare decît a celor preparate cu ciment RIM–250.

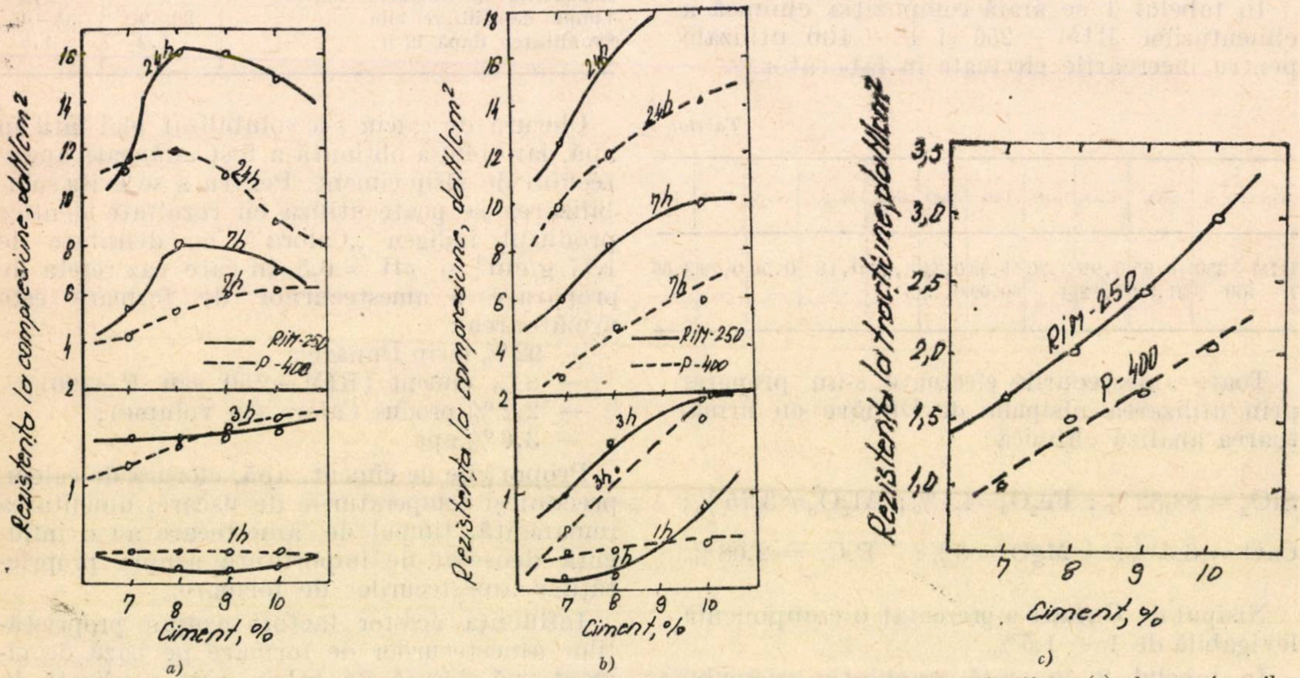
Rezistența la tracțiune a amestecurilor la 24 h de la prepararea lor arată că creșterea proporției de clorură de calciu la peste 0,5% contribuie la scăderea rezistențelor, în special în cazul cimentului P–400 (fig. 2, *c*).

Adăugarea unor proporții de 0,5 — 0,6% clorură de calciu în amestecurile pe bază de ciment asigură o viteză de întărire optimă a amestecurilor de acest tip.

Influența proporțiilor de apă a fost studiată prin adăugarea unor proporții de apă între 5 și 8% la amestecurile preparate conform rețetei indicate anterior.

În figura 3, *a* se arată influența proporțiilor de apă asupra rezistențelor la compresiune ale amestecurilor la 1, 3, 7 și 24 h de la prepararea acestora.

Se constată că valorile rezistențelor la 1 și 3 h de la prepararea amestecurilor scad odată cu creșterea proporției de apă, în timp ce rezistențele la 7 și 24 h cresc ușor, proporțional cu cantitatea de apă introdusă.



a) *b)* *c)*

Fig. 1. Influența proporțiilor de ciment asupra rezistenței la compresiune (*a*, *b*) și rezistenței la tracțiune (*c*) ale amestecurilor de formare

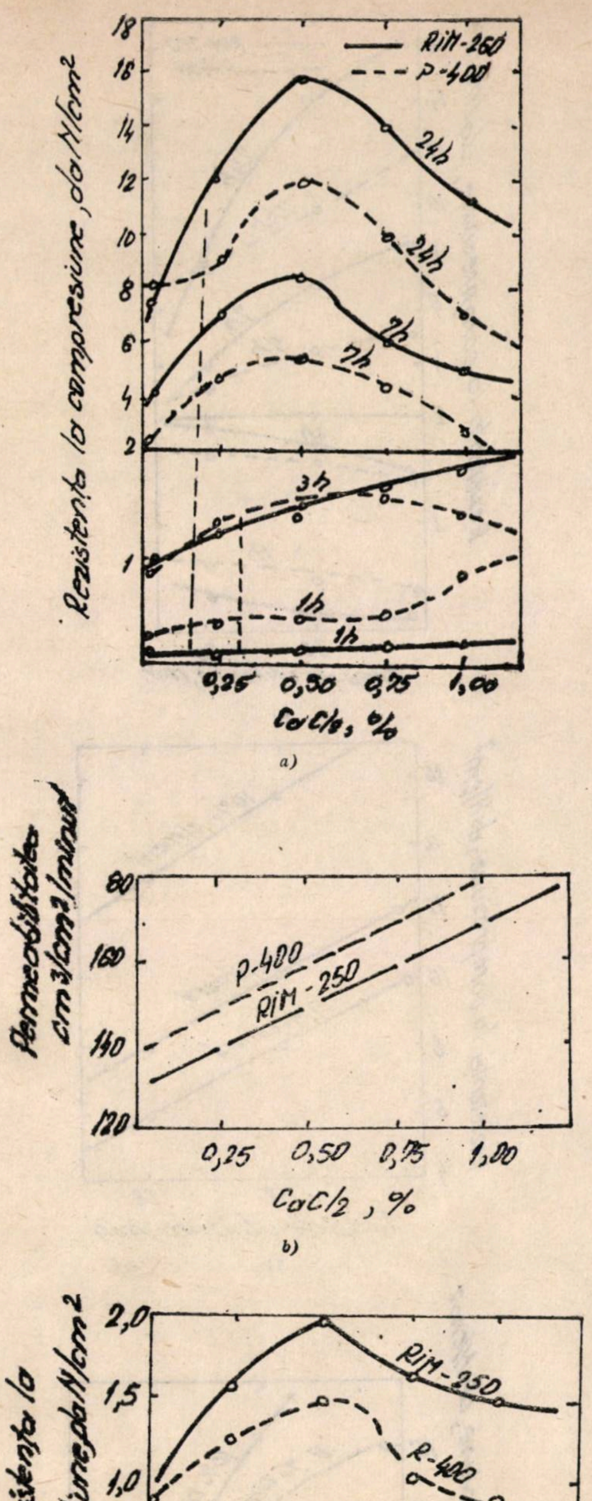


Fig. 2. Influența proporțiilor de clorură de calciu asupra rezistenței la compresiune (*a*), permeabilității (*b*) și rezistenței la tracțiune (*c*) ale amestecurilor de formare

Permeabilitatea amestecurilor de formare cu ciment coboară cu atît mai mult cu cît proporțiile de apă introduse sînt mai ridicate (fig. 3, *b*).

Este indicată utilizarea unor proporții de apă de 6—7 % cantitate, care menține permeabilitatea în limite corespunzătoare și asigură rezistențe bune la tracțiune și la compresiune.

Timpul de amestecare după adăugarea soluției de clorură de calciu influențează rezistența la compresiune a amestecurilor după cum se arată în figura 3, *c*.

Este indicată amestecarea timp de 2—3 min, timp care corespunde necesităților practice și care permite obținerea amestecurilor cu proprietăți corespunzătoare.

Timpul de utilizare a amestecurilor. Cu cît amestecul de formare staționează mai mult înainte de a fi îndesat în forme și cutii de miez, cu atît rezistența la compresiune la 7 și 24 h de la prepararea amestecurilor scade mai puternic (fig. 4, *a*).

Scăderea rezistențelor la compresiune în funcție de timpul de utilizare se petrece atît la amestecurile preparate cu ciment P—400 (fig. 4, *b*), cît și la cele preparate cu ciment RIM—250 (fig. 4, *a*).

Experimentările efectuate și prezentate mai sus arată că amestecurile pe bază de ciment pot fi utilizate timp de 30—40 min fără ca proprietățile tehnologice și rezistența să fie modificate în sens negativ.

Umiditatea amestecurilor. S-a determinat variația în timp a umidității epruvetelor confecționate din amestecuri pe bază de ciment-clorură de calciu.

În figura 5 se arată variația umidității în timp, constatîndu-se că aceasta scade continuu, iar la 24 h de la preparare prezintă valori de 0,7 — 0,8 %.

La 24 h de la preparare, umiditatea prezintă valori de 1 — 1,2 %, ceea ce arată că miezurile și formele preparate din aceste amestecuri pot fi utilizate la turnare la 10—12 h de la prepararea lor fără a fi supuse unui regim termic prealabil.

În cazul miezurilor și formelor mari, cînd procesul de eliminare a apei este lent, este indicată o uscare superficială a acestora sau aplicarea unui regim termic blînd (1—2 h la temperatura de 150°C).

Proprietățile tehnologice ale amestecurilor de formare preparate conform rețetei optime (92 % nisip, 8 % ciment, 0,5 % $CaCl_2$, 6 % apă) sînt arătate în tabelul 3.

După cum se constată, miezurile și formele fabricate din amestecurile de formare, preparate conform rețetelor arătate, pot fi folosite la turnare mult mai repede în comparație cu formele și miezurile pe bază de ciment, care în mod obișnuit necesită minimum 48 h ca timp de întărire.

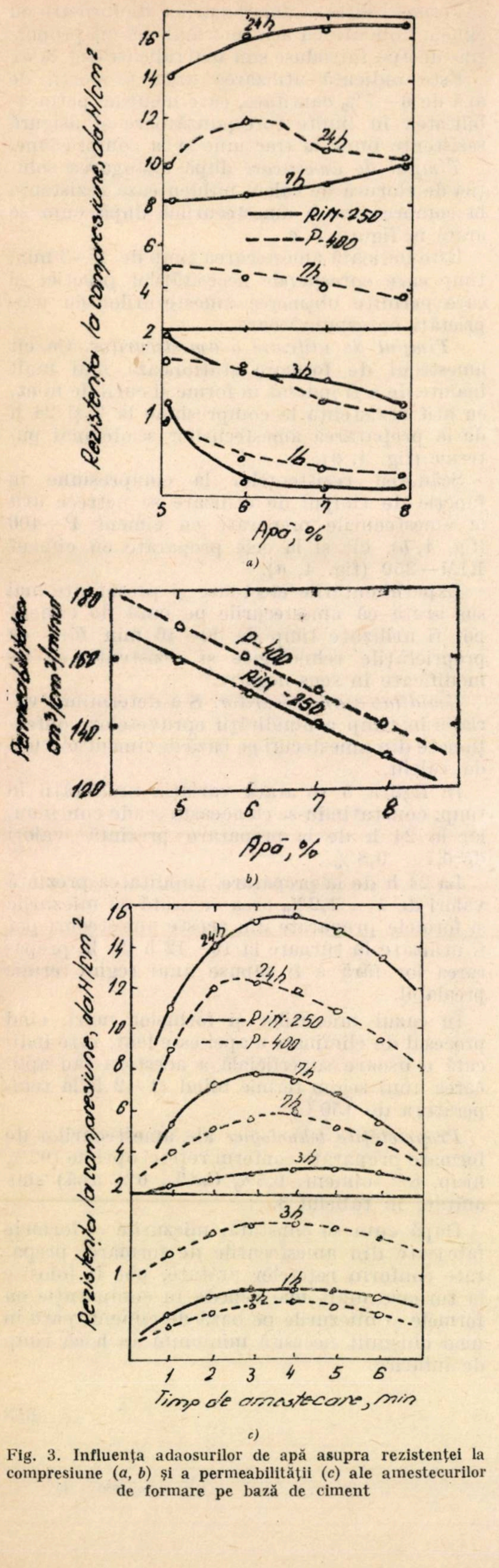


Fig. 3. Influența adaosurilor de apă asupra rezistenței la compresiune (*a*, *b*) și a permeabilității (*c*) ale amestecurilor de formare pe bază de ciment

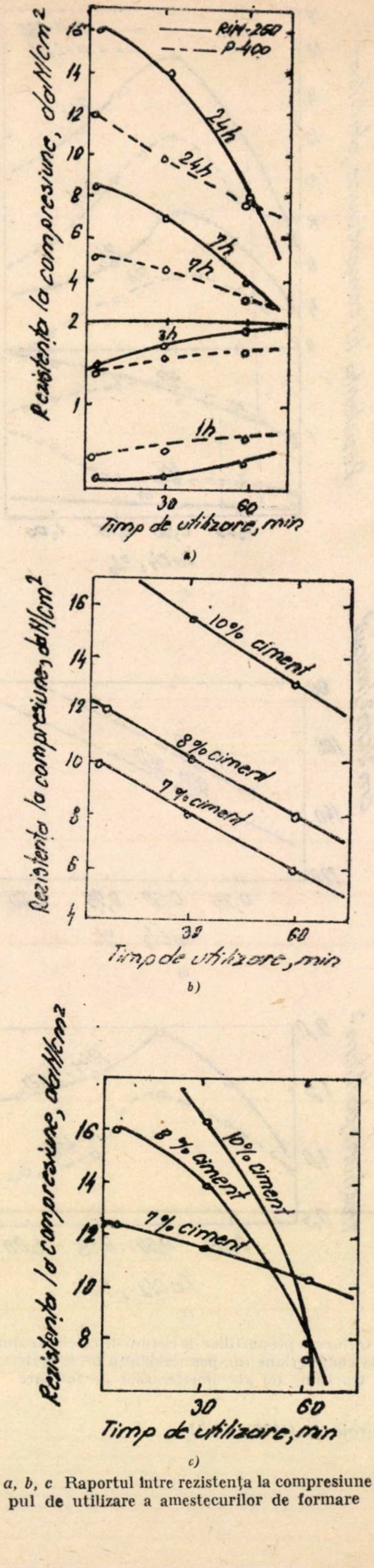


Fig. 4. *a*, *b*, *c* Raportul între rezistența la compresiune și timpul de utilizare a amestecurilor de formare

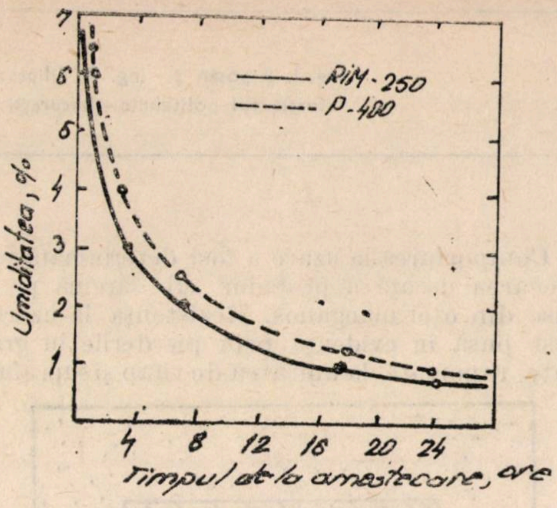


Fig. 5. Variația umidității amestecurilor pe bază de ciment—clorură de calciu în funcție de timpul de amestecare

Amestecurile de formare pe bază de cimenturi, preparate prin utilizarea ca acceleratori a soluțiilor de clorură de calciu, prezintă proprietăți corespunzătoare necesităților tehnologice ale turnătoriilor, utilizează materiale indigene economice și pot fi aplicate la scară industrială, contribuind la scurtarea ciclului de fabricație a formelor și miezurilor.

BIBLIOGRAFIE

[1] Le Borgne, M. I. ș.a. În : Fonderie 185, iunie, 1961, p. 209.
[2] Roll, F. *Handbuch der Giessereitechnik.* Berlin, ed. Springer, 1963, vol. II, p. 2-a, p. 27, p. 309.
[3] Sano, S. ș.a. Comunicarea nr. 24 la al 34-lea Congres internațional de turnătorie, Paris, 1967.
[4] Pacz, O. ș.a. În : Giessereitechnik, nr. 9, 1966, p. 270.
[5] Cosneanu, C. ș.a. În : Metalurgia, nr. 10, 1967, p. 637.
[6] Cohn, E. ș.a. În : Metalurgia, nr. 1, 1968 p. 17.
[7] Donald, W. ș.a. În : The British Foundryman, nr. 1, 1968, p. 35.
[8] Nicholas, K. E. ș.a. În : Foundry Trade Journal, ian., 1968, p. 115.
[9] Pieper, H. ș.a. În : Giesserei 52, nr. 3, 1963 p. 57.
[10] Pieper, H. ș.a. În : Giesserei, nr. 26, 1965, p. 841.
[11] Cernîșev, I. *Otlivka grebnih vințov v țementnih formah.* Moscova, Izd. Morskoi transport, 1952.
[12] Moray, M. ș.a. În : Fonderie Belge, nr. 1, 1967, p. 7.
[13] Zeiser, J. În : Fonderie Belge, nr. 7—8, 1957, p. 181.
[14] Ramachandran, V. S. În : Materiaux et Constructions, nr. 19, 1971, p. 3—12.
[15] Moldovan, V. *Aditivi în betoane.* București, Ed. tehnică, 1978, p. 114.

◆

DOCUMENTARE

Din activitatea societăților japoneze producătoare de aluminiu

După doi ani deficitari, Sumitomo Aluminium Smelting a înregistrat, în 1979, un benficiu de 2,5 mld. Y (42,6 mil. F), în creștere cu 16,8% față de anul precedent.

În 1979 s-a înregistrat o creștere de 17,4% la producția de aluminiu și aliaje de aluminiu de a doua fuziune (746,5 kt).

Societatea Mitsubishi Light Metal (MLM) a decis să dirijeze la fier vechi o serie de cuve de 45 290 tm/an de la Sakaido, din cauza măririi tarifelor la electricitate, ca urmare a creșterii prețului petrolului. După această operație, capacitatea totală de electroliză a Japoniei va fi de 1 455 502 tm/an, inclusiv cele 298 422 tm/an de capacitate „înghețate”.

Pe de altă parte, MLM a încheiat un contract pe termen lung cu Alcoa of Australia care îi va asigura o aprovizionare cu lingouri de la uzina de electroliză din Portland (Victoria), care va intra în funcțiune în 1983. Timp de 10 ani, începînd din 1983, MLM va primi anual 40 000 t de la uzina din Portland. MLM va participa financiar la construirea acestei uzine.

Începînd din 1983, cantitățile de aluminiu pe care MLM le va primi din străinătate vor fi următoarele :

15 000 t de la Venalum (Venezuela) ;
30 000 t de la Indonezia Asahan Aluminium Co. ;
40 000 t de la Alcoa of Australia,

adică un total de 85 000 t, la care se vor adăuga mai multe mii de t de la Aabras (Brazilia).

(În : *Revue de l'Aluminium, Franța, nr. 494, apr., 1980, p. 175*)

Industria aluminiului în S.U.A.

Consolidated Aluminium (Conalco) intenționează să investească 66,7 mil. $ pentru îmbunătățiri la uzina de electroliză de la Lake Charles. Cea mai mare parte a investițiilor va fi utilizată pentru instalarea unui sistem de tansformare a căldurii pierdue în energie. Căldura pierdută de la un cuptor de ardere va fi utilizată pentru funcționarea unui turbogenerator cu abur, ceea ce va reduce consumul de energie și va îmbunătăți condițiile de mediu înconjurător.

Alcoa a achiziționat de la Showa Aluminium Industries Ltd. o nouă tehnică de turnare continuă : New hot-top process. Conform unui purtător de cuvînt de la Showa, la acest procedeu placa este răcită direct cu apă, iar procesul de solidificare este controlat prin presiune de aer, care regularizează lubrifierea cu ulei. Procedeul japonez, care nu cuprinde mai multe etape și nici piese în mișcare în cuptor și forme de turnare, permite fabricarea de plăci de laminare cu suprafețe curate și puține segregări. Procedeul simplifică procesele de laminare și extrudare, îmbunătățește productivitatea.

Societatea Alcan Aluminium Corp. a pus în funcțiune o nouă instalație producătoare de cabluri din aluminiu la Bay Saint-Louis, Mississipi, avînd o capacitate de producție de 4 500 t/an, adică dublarea capacității actuale de producție pentru cabluri izolate subterane de 600 V.

Șeful secției de marketing de la Alcan Cable consideră că cerererea de cabluri de 600 V va crește cu 6—7% anual pînă în 1985, deoarece costul lor este de 3—4 ori mai mic decît cel al cablurilor de cupru.

(În : *Revue de l'Aluminium, Franța, nr. 495, mai, 1980, p. 217*)

◆

Microalierea cu crom, în strat superficial, a pieselor din fontă cenușie

Ing. I. Ripoșan și ing. R. Filipescu
Institutul politehnic — București

CZ :669.15.26

Prin aliere superficială se realizează mărirea conținutului elementelor de aliere, prin difuzia acestora din peretele formei (miezului) în masa fontei lichide.

Principalii factori care influențează alierea superficială sînt : natura aliajului turnat, modul de pregătire a materialelor pentru aliere, proprietățile amestecului de formare, realizarea modelului.

Feroaliajele utilizate, aduse la o granulație scăzută, sînt fixate pe miez (formă) cu ajutorul unor vopsele. Este necesar ca suportul vopselei să posede o temperatură scăzută de ardere și să producă o cantitate mică de gaze. Formele de turnare influențează condițiile de aliere superficială prin reglarea condițiilor de transfer de căldură, respectiv viteza de solidificare a fontei turnate în formă. Se recomandă ca formele să posede un coeficient de acumulare de căldură (b_f) scăzut, pentru a asigura o viteză de răcire mai mică. Se impune o permeabilitate ridicată, pentru a se permite evacuarea rapidă a gazelor.

În cadrul experimentărilor a fost urmărită posibilitatea alierii superficiale cu crom a fontelor cenușii, cu grafit lamelar.

Condiții de experimentare

Fontele utilizate la experimentări fac parte din marca FC 150 și au fost elaborate în cuptoare electrice cu inducție.

Ferocromul utilizat (FeCr 65) a fost măcinat la granulații de 0,063 ; 0,25 și 0,30 mm și aplicat pe miez cu ajutorul dextrinei, care a jucat rolul de suport. Au fost utilizate cantități de ferocrom cuprinse în limitele 0,01—0,85% din cantitatea de fontă turnată în probe.

Au fost turnate probe paralelipipedice (L = 275 mm) cu miez cu secțiune pătratică (l = 55 mm), în forme din amestec de formare cu silicat de sodiu ca liant și întărite cu CO_2.

În figura 1 este prezentată schema probei turnate.

Din probele turnate au fost prelevate epruvete (A și B — fig. 1), în vederea analizei structurale, determinării durității și a comportării la uzare.

Determinările au fost efectuate atît pe fața activă, la contactul cu miezul cu ferocrom, cît și pe adîncimea piesei, pe 3—4 direcții de analiză (D — fig. 1).

Analiza structurală a fost efectuată cu ajutorul microscopului metalografic, iar duritatea a fost măsurată cu ajutorul aparatului Vickers.

Comportarea la uzare a fost determinată prin frecarea uscată a probelor sub sarcină pe un disc din oțel manganos. Rezistența la uzare a fost pusă în evidență prin pierderile în greutate, raportate la unitatea de timp și suprafață.

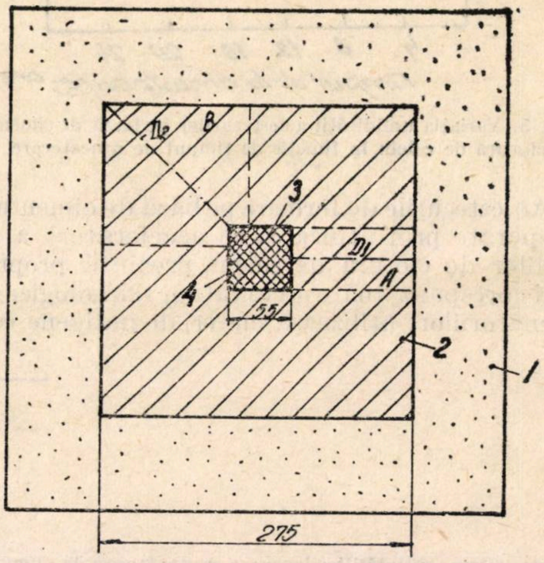


Fig. 1. Schema probelor turnate :
1 — formă ; 2 — probă ; 3 — miez ; 4 — vopsea cu ferocorm ;
A, B —epruvete prelevate pentru analiză ;
D_1, D_2 — direcția de analiză

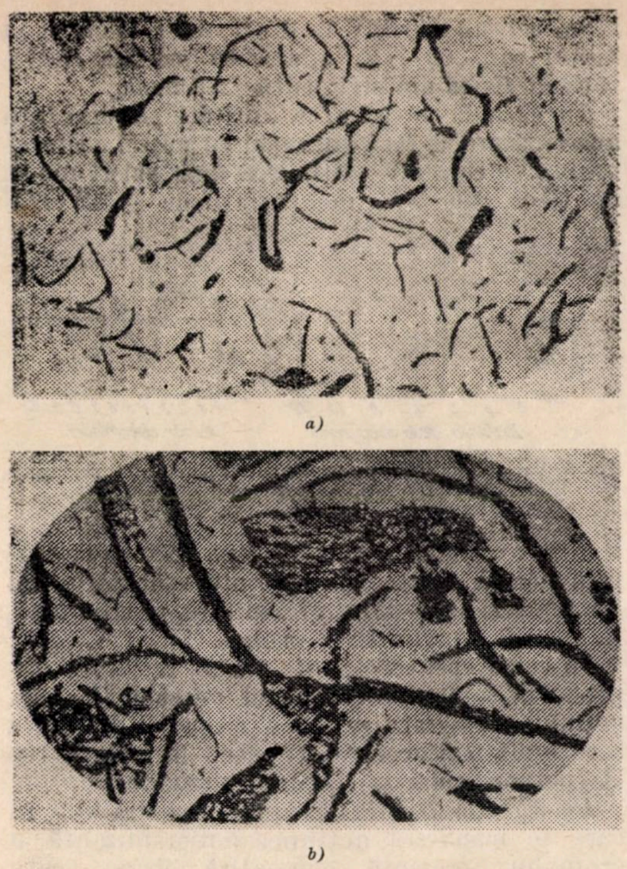
Au fost utilizate probe cu masa de 42—45 g și suprafața activă de 2,2—2,4 cm^2, timpul de încercare fiind de 30 min.

Rezultate obținute

Fontă nealiată. Fontele turnate în probe martor prezintă grafit lamelar, cu lungimi cuprinse între 50 și 130 μm. Masa metalică de bază este feritoperlitică, cu un conținut de 10—40% P și de 90—60% F, cu valori relativ constante pe grosimea de perete. Structura fontelor nealiate este prezentată în figura 2, iar variația mărimii lamelelor de grafit și a durității fontei, în figura 3.

Dimensiunile lamelelor de grafit cresc de la suprafața probei (activă) spre centrul peretelui, de la 50—60 μm la 100—120 μm, în timp ce duritatea scade relativ puțin, de la 205—210 HV la 175—180 HV, datorită faptului că proporția de perlită este mai puțin afectată.

Fontă microaliată cu crom. Din probele turnate, utilizînd miezuri cu ferocrom la suprafață, au fost prelevate epruvete de tip A și B (fig. 1), respectiv pe latura sau colțul miezului.



a)

b)

Fig. 2. Structura fontelor nealiate la 1 mm de la suprafaţa de contact cu miezul :

a) — neatacată; mărire: 100 : 1; *b)* — atac nital 2%; mărire 200 : 1

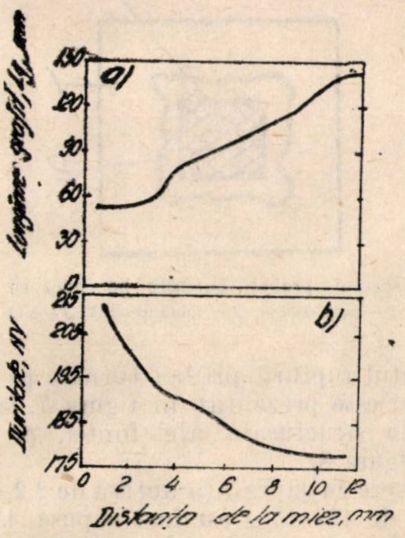
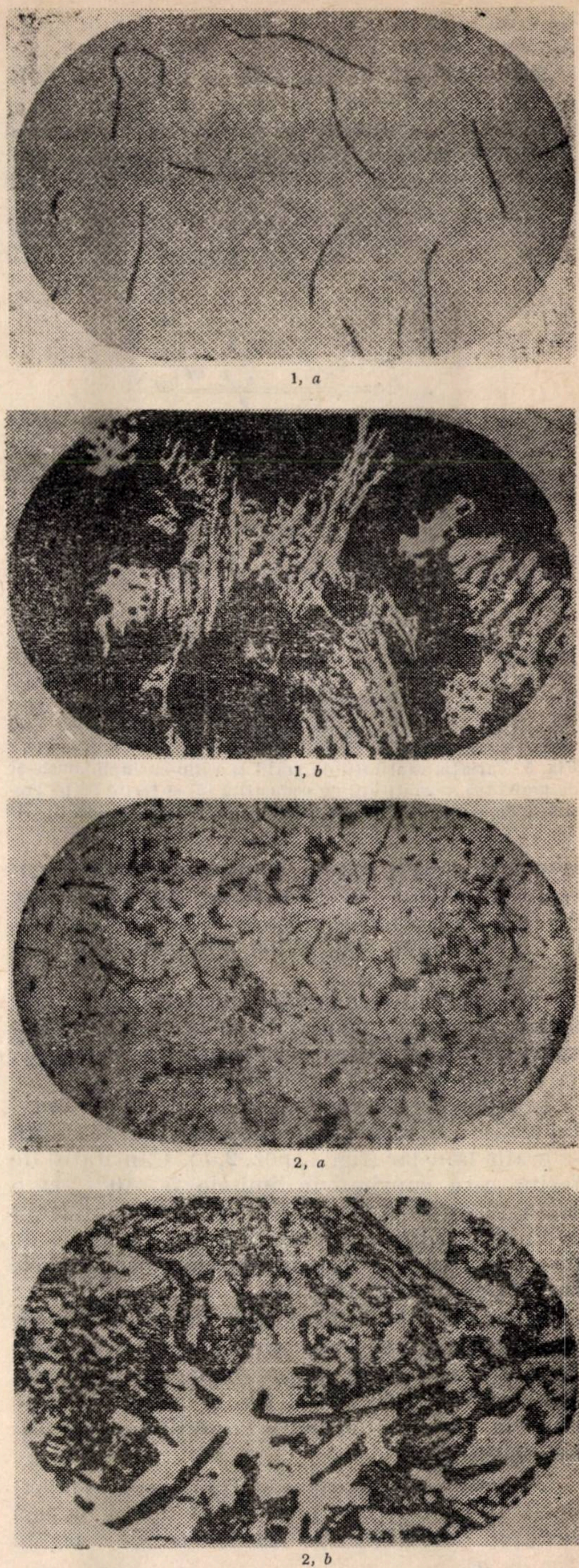


Fig. 3. Variaţia mărimii lamelelor de grafit (*a*) şi a durităţii fontei (*b*) pe grosimea de perete, în cazul fontelor nealiate

În cazul probelor de tip *A*, asimilarea cromului a determinat apariţia cementitei libere în stratul superficial al probei, la contactul cu miezul. Acest strat prezintă o grosime de 4—5 mm.

În figura 4 este prezentată structura fontelor, pe grosimea de perete, faţă de suprafaţa activă



1, *a*

1, *b*

2, *a*

2, *b*

Fig. 4. Structura fontelor aliate superficial cu crom (epruvete tip *A*) :

1 — la 1 mm de la suprafaţă; *2* — la 7 mm de la suprafaţă; mărire 100 : 1; *a* — neatacate; *b* — atac nital de contact cu miezul cu ferocrom, iar în figura 5, variația caracteristicilor structurale.

La suprafața de contact cu miezul cu ferocrom, fonta devine pestriță, avînd în structură perlită, cementită și grafit. Astfel, la 1 mm față de suprafața interioară a probei fonta prezintă în structură perlită, 30—40 % cementită liberă și 3—5 % grafit lamelar. Grafitul se găsește distribuit sub formă de lamele izolate (Gr—1 STAS 6905—76), ocupînd o suprafață ce nu depășește 5 %, avînd dimensiuni de maximum 80 µm.

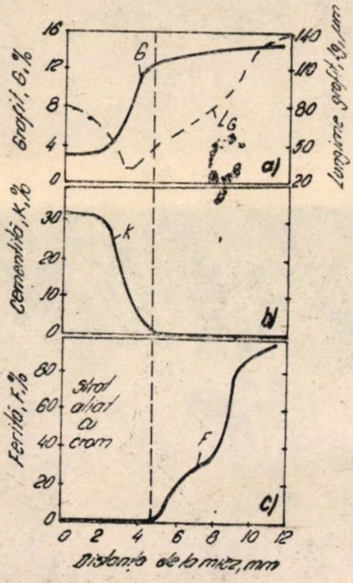


Fig. 5. Variația cantității de grafit și a dimensiunii lamelelor de grafit (*a*), a cantității de cementită (*b*) și ferită (*c*) pe grosimea de perete, în urma alierii superficiale (probe tip *A*)

Proporția de cementită liberă scade pe grosimea peretelui, păstrîndu-se la valoarea maximă pe 2 mm, după care scade brusc la zero, la o adîncime de 4—5 mm.

În zona în care nu a avut loc difuzia cromului (>5 mm), structura constă din perlită, ferită și grafit lamelar (fig. 4, poz. 2, *b*). Cantitatea de ferită este cuprinsă în limitele 5—40 %, la o distanță de 2—3 mm față de zona de influență a cromului, după care crește brusc la valori de 60—90 %, corespunzător fontelor din probele turnate fără crom (fig. 2).

Lamelele de grafit, care prezintă dimensiuni minime (30—50 µm) la contactul celor două zone, cresc pe adîncimea de perete, atingînd valori de 100—140 µm la peste 10 mm grosime, la care influența cromului nu se mai face simțită.

Microalierea cu crom a fontei în stratul superficial al probei este pusă în evidență și prin variația durității pe grosimea de perete (fig. 6, *a*).

Fonta prezintă, pe 2 mm grosime, durități de peste 300 *HV*. Duritatea scade brusc, odată cu micșorarea cantității de cementită liberă, la valori sub 250 *HV* la 4—5 mm grosime și la valori sub 200 HV, odată cu mărirea cantității de ferită din structură (>8 mm).

Urmărindu-se valoarea durității pe suprafața activă a probei (la contactul cu miezul cu ferocrom), se constată obținerea unor valori medii de circa 310 *HV*, cu variații de ± 12 *HV* (fig. 6, *b*). Durificarea fontei pe întreaga suprafață activă scoate în evidență asimilarea, cu un grad ridicat de uniformitate, a cromului, în stratul superficial al probei.

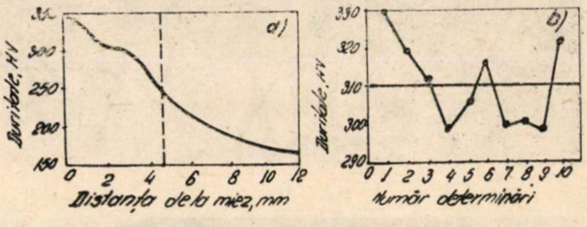


Fig. 6. Variația durității pe grosimea de perete (*a*) și pe suprafața activă (*b*)

În cazul epruvetelor de tip *B*, prelevate din probe la contactul cu colțul miezului (fig. 1), acțiunea antigrafitizantă a cromului din miez este mult mai accentuată decît la probele tip *A* (perpendicular pe latura miezului).

Pe direcția D_2 (fig. 1), grosimea stratului în care se manifestă acțiunea antigrafitizantă a cromului (prezentă cementită liberă) este de 7—10 mm față de 4—5 mm, pe direcția D_1.

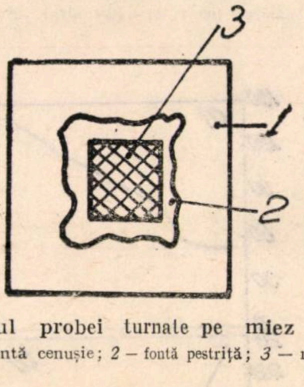


Fig. 7. Aspectul probei turnate pe miez cu ferocrom: *1* — fontă cenușie; *2* — fontă pestriță; *3* — miez

Aspectul rupturii probei turnate pe miez cu ferocrom este prezentat în figura 7, iar caracteristicile structurale ale fontei, pe direcția D_2, în figura 8.

Epruvete cu suprafața activă de 2,2—2,4 cm² și masa de 42—45 g au fost supuse la solicitări de frecare uscată sub sarcină, pe un disc din oțel manganos, timp de 30 min.

Comportarea la uzare a fontelor aliate în stratul superficial cu crom, în comparație cu fontele inițiale (nealiate) este prezentată în figura 9.

Obținerea în structură a cementitei libere, aliate cu crom, conferă fontei o rezistență la uzare deosebită, în comparație cu fonta inițială, cu structură feritoperlitică.

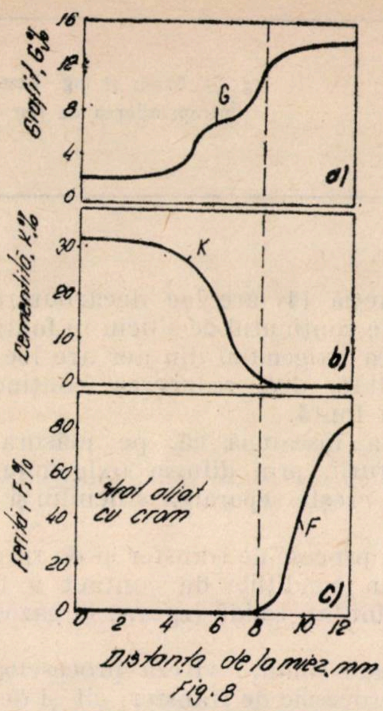


Fig. 8. Variația cantității de grafit (*a*), cementită (*b*) și ferită (*c*), pe grosimea de perete, în urma alierii superficiale (probe tip *B* pe colțul miezului)

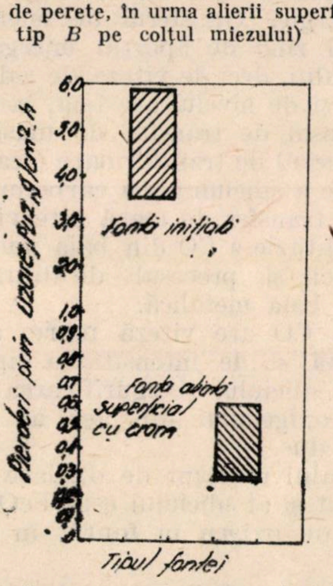


Fig. 9. Comportarea la uzare a fontelor

Pentru probele turnate s-a dovedit a fi optimă o granulație $<0,1$ mm, care a asigurat o asimilare a $60-80\,\%$ din ferocromul utilizat. Temperatura fontei trebuie să fie, la turnare, de minimum 1 300°C, pentru a asigura asimilarea cromului.

Schimbînd cantitatea de ferocrom utilizat în limitele $0,1-0,45\,\%$ din cantitatea totală de fontă lichidă, a fost obținută, în stratul superficial, o structură trecînd de la ferită-perlită-grafit la perlită-grafit și, în final, perlită-cementită-grafit. În toate cazurile, grafitul din stratul superficial prezintă dimensiuni mult scăzute (<100 μm).

Concluzii

Prin aplicarea, pe suprafața miezului sau a formei, cu ajutorul dextrinei, a ferocromului, măcinat la dimensiuni de max. 0,1 mm, se pot obține piese microaliate, în stratul superficial cu crom.

În funcție de cantitatea de ferocrom utilizat ($0,1-0,45\,\%$), în stratul superficial se obțin, pe grosimi de $3-10$ mm, structuri constituite din ferită-perlită-grafit, perlită-grafit și perlită-cementită-grafit, în cazul în care se pornește de la o structură feritică.

Asimilarea cromului prezintă un grad ridicat de uniformitate.

Porțiunile din piese, aflate la contactul cu colțurile miezului cu ferocrom, prezintă o tendință mai mare de albire, decît cele aflate în contact cu laturile acestuia.

Obținerea unei structuri cu cementită liberă în stratul superficial al pieselor conferă acestora o rezistență ridicată la uzare, în condiții de fracare uscată.

Unele considerații privind cinetica arderii carbonului și siliciului în cuptoarele cu inducție cu căptușeală acidă

Ing. Șt. Szöcs și ing. Ecaterina Szöcs
Întreprinderea de fier — Vlăhița

CZ : 621.365.5 : 662.61

În cadrul lucrării este urmărită viteza de variație a conținutului de carbon și siliciu în timpul menținerii fontei la diferite temperaturi.

Într-o lucrare anterioară, publicată în revista ,,Metalurgia" nr. 6/1976, s-a urmărit termodinamica arderii celor două elemente, carbonul și siliciul. Variația carbonului și siliciului are o importanță deosebită la elaborarea fontelor nealiate și aliate, utilizate pentru executarea pieselor turnate.

Cu ajutorul studiului termodinamic s-a urmărit posibilitatea desfășurării reacției.

Prin variația energiei liberă de reacție $D_R G^0_T$ (semnul acesteia) a fost stabilit că conținutul de carbon scade din baia metalică cu creșterea temperaturii după reacția :

$$C + FeO \rightleftarrows CO + Fe \qquad (1)$$

Siliciul se comportă diferit. Șarjele cu conținut mai mic de siliciu, la temperaturi mai ridicate preiau siliciul din zgură, respectiv din masa de ștampare. La șarjele cu conținut mai mare de siliciu, la temperaturi mai mici siliciul arde și trece în zgură, după reacția :

$$Si + 2\,FeO \rightleftarrows SiO_2 + 2Fe \qquad (2)$$

Ambele procese depind de concentrația băii în [FeO] și [CO], deci de difuzia oxidului feros din zgură și de eliminarea din interiorul ei a oxidului de carbon. Însumînd cele două reacții (1) și (2) se obține un sistem în care are loc oxidarea atît a siliciului, cît și a carbonului :

$$Si + C + 3FeO \rightleftarrows SiO_2 + 3\,Fe + CO \qquad (3)$$

Fierul din oxidul feros se reduce și rămîne în baia lichidă, siliciul formează faza solidă, iar carbonul, faza gazoasă a sistemului.

La temperatura de elaborare a șarjei, bioxidul de siliciu este redus cu carbonul din fontă și siliciul trece în fontă :

$$SiO_2 + 2\,C \rightleftarrows Si + 2\,CO \qquad (4)$$

Oxigenul din aer se dizolvă în fonta lichidă dînd reacția de oxidare a Si, care intensifică formarea zgurei, a fazei lichide :

$$Si + O_2 \rightarrow SiO_2 \qquad (5)$$

În reacția (4) are loc decarburarea fontei, dar crește conținutul de siliciu în fontă, iar prin dizolvarea oxigenului din aer are loc formarea fazei solide, deci reducerea conținutului de siliciu în fontă.

Aceasta înseamnă că, pe măsura creșterii temperaturii, prin difuzia oxigenului în baia metalică crește separarea siliciului și formarea zgurei.

Aceste procese de transfer și de transformare au loc în condițiile de contact a trei faze : lichidă (fonta), solidă (zgura) și gazoasă (aerul și CO).

În aceste condiții viteza proceselor depinde atît de procesele de transfer, cît și de transformare. Procesele de transfer sînt cele de masă și de energie. Transferul de energie depinde în primul rînd de aportul energetic exterior al sistemului, deci de viteza de ridicare a temperaturii și de nivelul acesteia, la care are loc atît procesul de transfer de masă (difuzare), cît și procesul de transformare (reacția chimică de oxidare a siliciului și a carbonului). La procesele de transfer de masă intervine atît procesul de difuzie a CO din baia metalică către exterior, cît și procesul de difuzie a O_2 din aer către baia metalică.

Difuzia CO are viteză mare, aceasta este amplificată și de intensitatea agitației băii. Oxidarea siliciului și zgurificarea acestuia cu ajutorul oxigenului din aer au loc într-un procent redus.

Principalul reactant de oxidare atît al carbonului cît și al siliciului este FeO, principalul purtător de oxigen în fontă, în sistemul de oxidare.

În aceste condiții viteza întregului proces este determinată de viteza reacției chimice.

Pe baza celor de mai sus reacțiile (1) și (2) se reduc la ordinul 1, a căror viteză de reacție depinde de concentrația reactanților (C_{Si} și C_C) și de constantele de viteză de reacție a carbonului și siliciului.

Pentru determinarea constantelor de viteză de reacție k_{Si} și k_C s-a utilizat expresia :

$$r_{Si} = k_{Si} \cdot C_{Si} \cdot C_C = \frac{d\,C_{Si}}{d\tau} \qquad (6)$$

$$r_C = k_C \cdot C_{Si} \cdot C_C = \frac{d\,C_C}{d\tau} \qquad (7)$$

unde:

r_{Si} este viteza de ardere a siliciului;
C_{Si}, τ C_C — concentraţia siliciului şi a carbonului.

Constantele parţiale de reacţie s-au determinat experimental, folosind formula integrată:

$$k \cdot \tau = \int_{C^0}^{C^x} \frac{d_C}{C_{Si} \cdot C_C}, \qquad (8)$$

avînd valorile din tabelul 1, recalculate.

Tabelul 1

Temperatura, °C	k_{Si}	k_C
1 400	$4,96 \cdot 10^{-4}$	$2,29 \cdot 10^{-4}$
1 450	$-0,31 \cdot 10^{-4}$	$1,85 \cdot 10^{-4}$
1 500	$-2,45 \cdot 10^{-4}$	$2,55 \cdot 10^{-4}$
1 550	$-3,40 \cdot 10^{-4}$	$2,34 \cdot 10^{-4}$

Cunoscînd constantele parţiale de reacţie atît a siliciului, cît şi a carbonului se poate determina cu cît se schimbă concentraţia acestor elemente în compoziţia şarjei de la topire pînă la supraîncălzirea topiturii în timpul elaborării. Reacţiile (1), (2) se reduc la ordinul 1. Pentru reacţiile directe de ordinul 1 ecuaţia cinetică integrată este următoarea:

$$t = \frac{1}{k_{Si}} \ln \frac{C^0_{Si}}{C^0_{Si} - X_{Si}} \text{ pentru siliciu} \qquad (9)$$

$$t = \frac{1}{k_C} \ln \frac{C^0_C}{C^0_C - X_C} \text{ pentru carbon} \qquad (10)$$

în care:

t este timpul de elaborare, min;
k_{Si}, k_C — constantele parţiale de reacţie a siliciului şi a carbonului;
C^0_{Si}, C^0_C — concentraţia iniţială a siliciului şi a carbonului;
X_{Si}, X_C — schimbarea de concentraţie a siliciului şi a carbonului.

Transformînd ecuaţia cinetică integrată se pot calcula direct valorile lui X_{Si} şi X_C, care reprezintă de fapt conversia şarjei la elementele Si şi C:

$$e^{t \cdot k_{Si}} = \frac{C^0_{Si}}{C^0_{Si} - X_{Si}} \qquad (11)$$

$$e^{t \cdot k_C} = \frac{C^0_C}{C^0_C - X_C} \qquad (12)$$

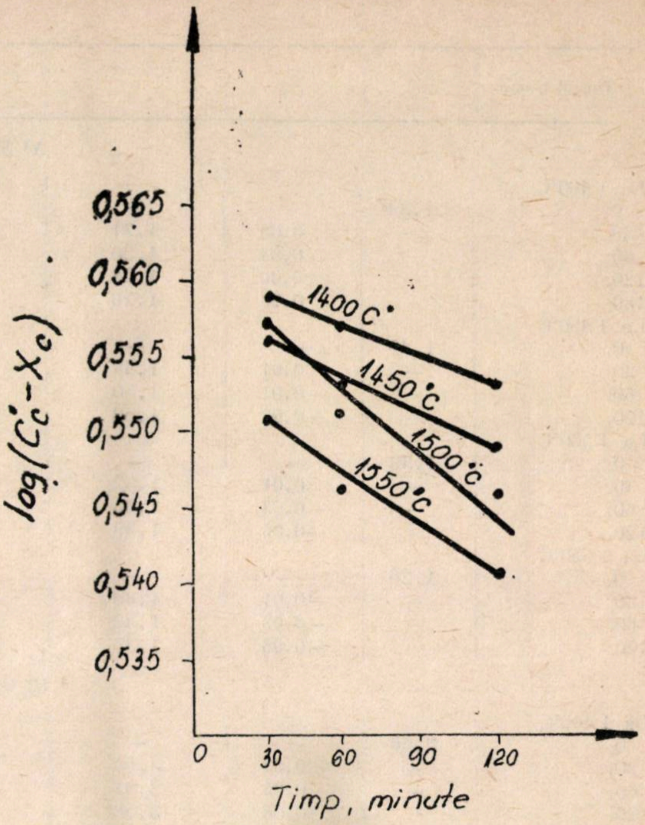


Fig. 1. Variaţia concentraţiei de carbon în funcţie de timp

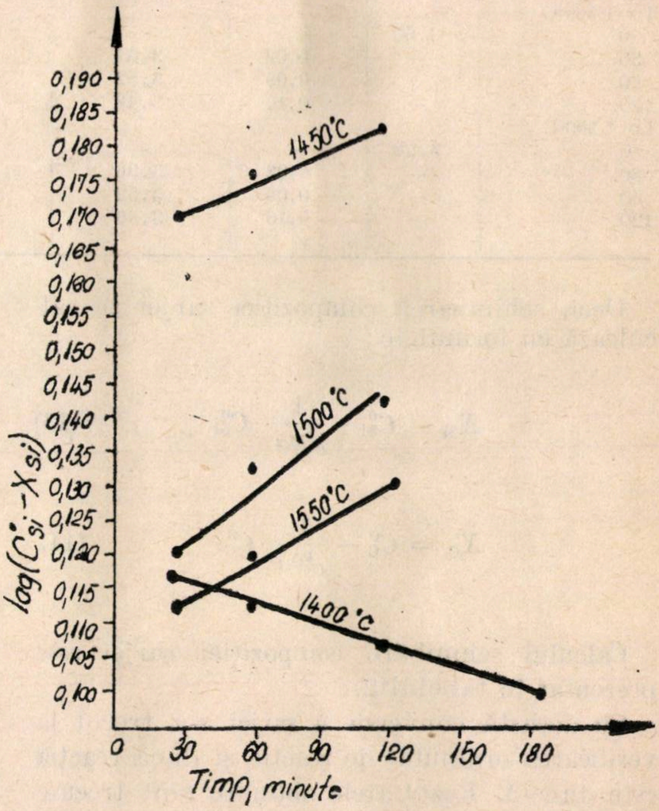


Fig. 2. Variaţia concentraţiei de siliciu în funcţie de timp

Tabelul 2

Timpul t, min.	C°, %	X, C%	$C^\circ - X$, %	$\frac{C^\circ}{C^\circ - X}$	$\lg \frac{C^\circ}{C^\circ - X}$	$\lg (C^\circ - X)$	k, min^{-1}
A) *Siliciu*							
La 1 400°C							
0.	1,34	—	—	—	—	—	—
30.	—	0,03	1,31	1,0229	0,00983	0,1173	0,000755
60	—	0,04	1,30	1,0308	0,01317	0,1139	0,000506
120.	—	0,06	1,28	1,0469	0,01991	0,1072	0,000382
180.	—	0,08	1,26	1,0635	0,02674	0,1004	0,000342
La 1 450°C							
0.	1,49	—	—	—	—	—	—
30.	—	0,01	1,48	1,0068	0,02925	0,1703	0,000226
60.	—	−0,01	1,50	0,9933	−0,00291	0,1761	−0,000112
120.	—	−0,03	1,52	0,9803	−0,00866	0,1818	−0,000166
La 1 500°C							
0.	1,33	—	—	—	—	—	—
30.	—	0,01	1,32	1,00757	0,00328	0,1206	0,000251
60.	—	−0,03	1,36	0,97794	−0,00969	0,1336	−0,000372
120.	—	−0,06	1,39	0,95683	−0,01916	0,1430	−0,000368
La 1 550°C							
0.	1,29	—	—				
30.	—	−0,01	1,30	0,9923	−0,00336	0,1139	−0,000258
60.	—	−0,03	1,32	0,9773	−0,00997	0,1206	−0,000383
120.	—	−0,06	1,35	0,9556	−0,01974	0,1303	−0,000378
B) *Carbon*							
La 1 400°C							
0.	3,66	—	—	—	—	—	—
30.	—	0,03	3,63	1,00826	0,00357	0,5599	0,000274
60.	—	0,05	3,61	1,01385	0,00597	0,5575	0,000229
120.	—	0,08	3,58	1,02234	0,00959	0,5539	0,000184
La 1 450°C							
0.	3,62	—	—	—	—	—	—
30.	—	0,02	3,60	1,00555	0,0240	0,5563	0,000184
60	—	0,04	3,58	1,01117	0,00482	0,5539	0,000185
120.	—	0,08	3,54	1,02259	0,00970	0,5490	0,000186
La 1 500°C							
0.	3,63	—	—	—	—	—	—
30	—	0,02	3,61	1,00554	0,00239	0,5575	0,000184
60.	—	0,06	3,52	1,01704	0,00734	0,5465	0,000281
120.	—	0,10	3,48	1,02873	0,01230	0,5416	0,000236
La 1 550°C							
0.	3,58	—	—	—	—	—	—
30.	—	0,02	3,56	1,00561	0,00243	0,5515	0,000186
60.	—	0,06	3,52	1,01704	0,00734	0,5465	0,000281
120.	—	0,10	3,48	1,02873	0,01230	0,5416	0,000236

Deci, schimbarea compoziţiei şarjei se calculează cu formulele :

$$X_{\text{Si}} = C^0_{\text{Si}} - \frac{1}{e^{k_{\text{Si}} \cdot t}} \cdot C^0_{\text{Si}} \qquad (13)$$

$$X_{\text{C}} = C^0_{\text{C}} - \frac{1}{e^{k_{\text{C}} \cdot t}} \cdot C^0_{\text{C}} \qquad (14)$$

Calculul schimbării compoziţiei şarjei este prezentat în tabelul 2.

Cu această conversie a şarjei s-a trecut la verificarea ordinului de reacţie şi dacă reacţia este directă. Rezultatele obţinute sînt trecute în tabelul 2.

Pentru a aplica metoda grafică de verificare, ecuaţia constantei de viteză se scrie sub forma :

$$\lg (C^0_{\text{Si}} - X_{\text{Si}}) = \lg C^0_{\text{Si}} - \frac{k_{\text{Si}}}{2{,}303} \cdot t \qquad (15)$$

$$\lg (C^0_{\text{C}} - X_{\text{C}}) = \lg C^0_{\text{C}} - \frac{k_{\text{C}}}{2{,}303} \cdot t \qquad (16)$$

Valoarea lui $\frac{k_{\text{Si}}}{2{,}303}$ şi $\frac{k_{\text{C}}}{2{,}303}$ este coeficientul unghiular al dreptei, de unde se pot calcula valorile lui k_{Si} şi k_{C}.

Se observă că, pentru reacţia de ordinul 1, lg $(C^0_{\text{Si}} - X_{\text{Si}})$ şi lg $(C^0_{\text{C}} - X_{\text{C}})$ variază liniar în funcţie de t.

Figurile 1 şi 2 redau grafic valorile din tabelul 2, reprezentînd o treaptă pentru fiecare nivel de temperatură a cărei pantă este egală cu coeficientul unghiular al dreptei.

Concluzii

Viteza de oxidare a carbonului şi a siliciului în cuptoarele cu inducţie este condusă de procesul de transformare, deci de reacţia chimică, avînd viteza cea mai redusă din sistem.

Principalul reactant de oxidare atît a carbonului, cît şi a siliciului este oxidul feros (FeO), care joacă un rol de catalizator la arderea carbonului şi a siliciului din baia cuptorului ; valenţa fierului oscilînd între $\mathrm{Fe}\underset{+2e}{\overset{0-2e}{\rightleftarrows}}\mathrm{Fe}^{2+}$.

Pentru conducerea proceselor de oxidare a carbonului şi siliciului în cuptoarele cu inducţie este absolut necesară experimentarea şi calcularea parametrilor de proces determinaţi mai sus :

— constantele vitezei de reacţie, k_{Si} şi k_{C} ;

— gradul de conversie al elementelor pentru fiecare nivel de temperatură la elaborarea şarjelor, X_{Si} şi X_{C} ;

— concentraţiile iniţiale, C^0_{Si} şi C^0_{C} ;

— timpul de elaborare pentru un grad de conversie dat.

În lipsa acestor parametri de proces exploatarea cuptoarelor de inducţie se face în mod empiric.

BIBLIOGRAFIE

[1] Calistru, C. şi Leonte, C. *Tehnologia substanţelor anorganice*, Bucureşti, Ed. didactică şi pedag., 1972.

[2] Levenspiel, O. *Tehnica reacţiilor în ingineria chimică*. Bucureşti, Ed. tehnică, 1967.

[3] Sofroni, L. *Elaborarea şi turnarea aliajelor*. Bucureşti, Ed. didact. şi pedag., 1975.

[4] Szöcs, E. şi Szöcs, Şt. *Arderea elementelor din fonte în cuptoare cu inducţie cu căptuşeală acidă*. În : Metalurgia, nr. 6, 1976.

* * *

DOCUMENTARE

Alcan îşi va mări investiţiile în 1980

Ca urmare a unor beneficii sporite şi a unei cereri active pe pieţele mondiale ale aluminiului, Alcan va mări cu 24,4 % investiţiile sale în 1980. Investiţiile din 1980 vor fi consacrate : măririi capacităţilor de producţie pentru aluminiu de primă fuziune în Canada, prin punerea în funcţiune a primei serii de cuve de 57 000 t/an la Grande Baie, Quebec, precum şi în Brazilia şi Australia ; modernizării instalaţiilor canadiene ; instalaţiilor de prelucrare din America de Nord şi Europa.

Alcan Canada Products Ltd., filială a Alcan Aluminium Ltd., a pus la punct un prototip de maşină de turnare continuă care produce o gamă de eboşe de relaminare din aliaje dure de aluminiu, destinate industriei cutiilor de conserve şi transporturilor. Costul maşinii de turnare şi al echipamentelor anexe suplimentare de la uzina din Saguenay va fi de circa 8 mil. dol. Can. (cca 7 mil. dol. S.U.A.).

(În : *Revue de l'Aluminium, Franţa, nr. 494, apr., 1980, p. 174*)

Seminar franco-egiptean în problema economiilor de energie în siderurgie

(Cairo, 23—25 martie 1980)

În cadrul seminarului au fost prezentate următoarele conferinţe:

— Rolul energiei în alegerea căilor de producţie a oţelului (COFRANSID).

— Dezvoltarea industrială şi energetică a Egiptului pînă în anul 2000 (GOFI, Egipt).

— Noi tendinţe în tehnologia laminării sub aspectul controlului energiei şi calităţii (IRSID).

— Energie şi procedee siderurgice (Revue de Métallurgie).

— Impactul energiei asupra siderurgiei în Egipt (Egipt).

— Noi tendinţe avînd ca scop economisirea energiei în prelucrarea minereurilor (Franţa—F.C.B.).

— Economia de energie în fabricarea cocsului (Charbonnages de France International).

— Posibilităţi de reducere la minimum a influenţei preţului cocsului asupra costului fontei (SOFRESID).

— Economiile de energie în aglomerarea minereurilor de fier (SIDL—Franţa).

— Consumul energetic în producţia de oţel de la Egyptian Iron and Steel Co.

— Economiile de energie în producţia de fontă (Usinor).

— Noua oţelărie LWS şi instalaţiile de turnare continuă de la Sollac (Sollac).

— Instalaţiile electrice în siderurgie (Merlin Gérin).

(În : *Revue de Métallurgie—C.I.T., Franţa, nr. 6, 1980, p.557*)

* * *

Recondiţionarea unor piese din fontă

Ing. I. Magda
Întreprinderea metalurgică – Aiud

CZ : 621.81:004.67

Pierderea caracteristicilor tehnice ale unor piese de maşini în perioada exploatării este un fenomen inevitabil, acestea trebuind să fie recondiţionate de mai multe ori, întrucît stabilirea termenelor de exploatare pentru diverse piese este pentru moment o problemă nerezolvată, aceasta depinzînd de mulţi factori.

Pe plan mondial se înregistrează o creştere continuă a cheltuielilor şi a numărului de lucrători în activitatea de întreţinere şi reparaţii (recondiţionări). Astfel în U.R.S.S., între anii 1965—1975 numărul de muncitori din sectorul reparaţiilor a crescut de 2,2 ori, în timp ce creşterea numărului total de muncitori din industrie a fost de numai 1,6 ori. În S.U.A., numărul de lucrători pentru reparaţii din industrie a crescut cu 150%, în timp ce a lucrătorilor din producţie a crescut cu numai 25%. Aceeaşi tendinţă există şi în alte ţări, aşa încît această activitate nu mai este considerată secundară în industrie, deoarece s-a constatat că pe calea recondiţionării se pot obţine însemnate economii.

Şi în ţara noastră recondiţionarea a devenit o problemă de mare actualitate, în acest sens existînd reglementări cu privire la recuperarea şi valorificarea resurselor materiale refolosibile. Din preocupările întreprinderii în această direcţie se analizează în continuare defecţiunile şi recondiţionarea grinzii din fontă a unui strung carusel Ø 1 600 mm.

Uzura treptată şi apoi cedarea piuliţelor pentru şuruburile de reglare pe verticală ale grinzii (traversei) de la strungul carusel tip SK 16 a provocat căderea acesteia pe piesa de prelucrat de la circa 600 mm înălţime şi ruperea la circa 240 mm de unul din capete (fig. 1).

Se impunea grabnic găsirea unei soluţii pentru repunerea strungului în stare de funcţionare. Întrucît strungul era de fabricaţie cehoslovacă (Tos Hulin-tip SK 16), unicat în întreprindere şi destul de rar în ţară, nu se putea asigura o piesă de schimb de urgenţă. Rămîneau două variante, recondiţionarea sau confecţionarea unei grinzi noi.

Prima variantă părea mult mai economică prin scurtarea duratei de oprire a strungului şi preţului scăzut al recondiţionării dar era riscantă întrucît prin sudarea fontei la rece nu există garanţii asupra rezistenţei, iar sudarea la cald era exclusă (grinda nu suporta deformaţii şi tratamente). Tratamentul suprafeţelor de ghidare a grinzii îngreuia şi mai mult recondiţionarea.

A doua variantă era mai sigură dar neeconomică, datorită duratei mari de staţionare a strungului şi costului mai mare al unei grinzi noi.

În baza celor de mai sus s-a acceptat prima variantă, de sudare la rece a părţilor, dar cu o pregătire specială a marginilor de îmbinat, aşa cum se arată în figura 2.

Capătul scurt, rupt, s-a înlocuit cu altul din fontă cu conţinut scăzut de carbon, iar piesa masivă şi cu grad mare de prelucrare s-a păstrat.

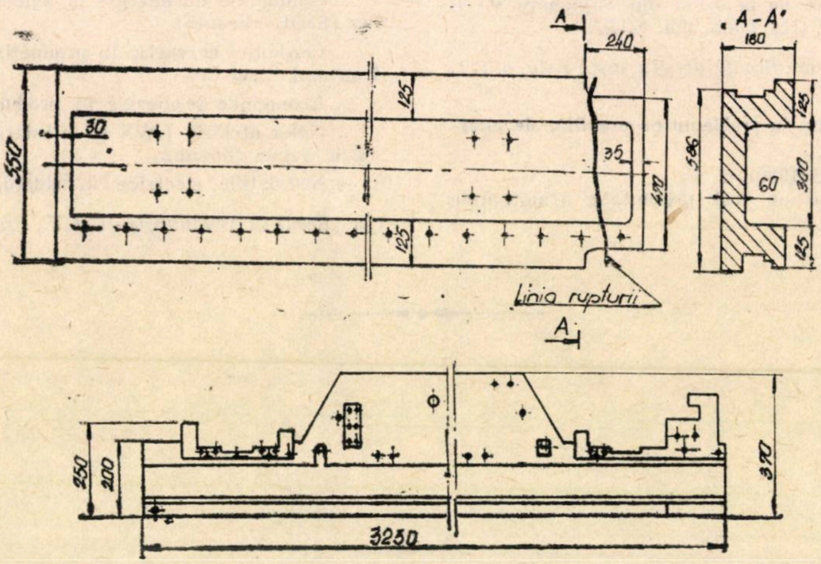


Fig. 1. Grinda strungului carusel Ø 1 600 (tip TOS SK 16) cu indicarea liniei rupturii

S-a sudat întîi în jurul prezoanelor din oţel moale şi s-au placat flancurile rostului cu electrod model (EF — NiCu STAS 7242—69) (fig. 3). Astfel s-a blocat migrarea carbonului din fontă în baie, cu evitarea durificării materialului depus, iar temperatura de topire a electrodului, mai joasă decît a fontei, şi pătrunderea la sudare mică (0,5 mm la electrod Ø 4 mm în timp ce la electrozii de oţel, la acelaşi diametru, pătrunderea este de 3 mm) au favorizat scăderea şocului termic la sudare. Rîndurile s-au depus scurte (50—60 mm), s-au ciocănit şi s-au păstrat pauze între ele, aşa încît temperatura în zona de sudat să nu depăşească 70°C.

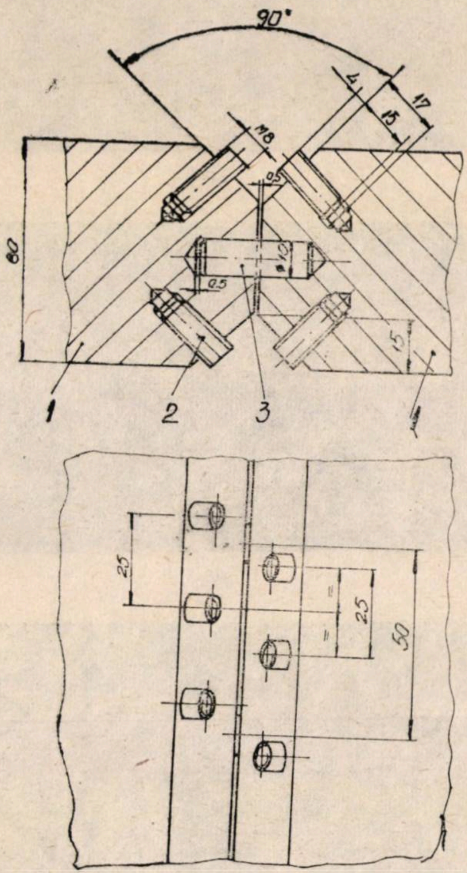


Fig. 2. Pregătirea rostului pentru sudare :
1 — piesele de îmbinat ; 2 — prezoane din oţel moale ; 3 — ştifturi din oţel

S-a trecut apoi la sudura de umplere, utilizînd electrozi din oţel austenitic CrNi (E.25.20. B.2.0 STAS 1125/1,5—76), cu care s-a făcut legătura între prezoanele de oţel (asigurînd astfel o rezistenţă mai mare îmbinării), respectiv straturile de monel.

Dificultăţi au apărut la sudarea părţilor de ghidare tratate termic la suprafaţă, la care nu au prins electrozii amintiţi. Această dificultate s-a înlăturat prin folosirea unui electrod de bronz tip Castolin. Modul de dispunere în secţiune a straturilor de sudură tampon, a celor de umplere şi a celor din porţiunea tratată a suprafeţelor de sudare se arată în figura 3.

În urma acestor recondiţionări strungul s-a repus în funcţiune, grinda comportîndu-se ca şi înainte de apariţia defecţiunii (fig. 4).

Eficienţa economică a fost destul de însemnată, după cum reiese din evaluarea costurilor.

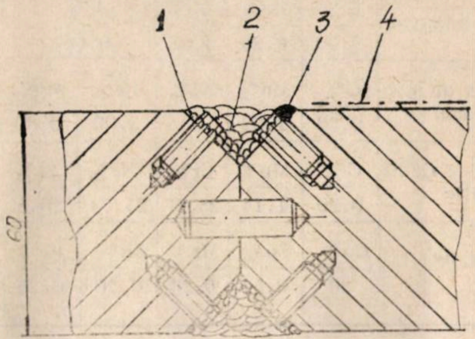


Fig. 3. Dispunerea straturilor de sudură :
1 — straturi tampon din monel ; 2 — straturi de umplere din oţel austenitic Cr—Ni ; 3 — straturi din bronz pentru zona tratată a piesei ; 4 — suprafaţa tratată termic a piesei în zona de ghidare

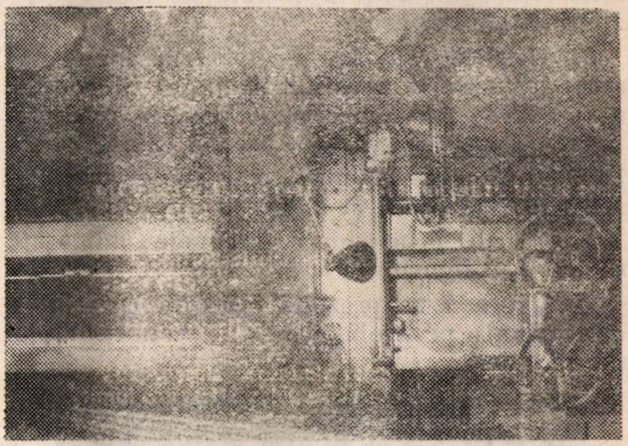


Fig. 4. Grinda recondiţionată şi montată la strung după efectuarea probelor

Costul datorită recondiţionării şi opririi utilajului pe durata recondiţionării $C_1 = C_r + C_{01}$ în care :

C_r este costul recondiţionării $= 10\,000$ lei ;

$C_{01} =$ costul, datorită opririi utilajului pe durata recondiţionării ;

$C_{01} = 300\,000$ lei ;

$C_1 = 10\,000 + 300\,000 = 310\,000$ lei.

Costul, datorită execuţiei unei piese de schimb noi şi a opririi utilajului pe durata execuţiei (în cazul că s-ar fi acceptat această soluţie) :

$$C_2 = C_p + C_{02}$$

în care :

C_p este costul piesei de schimb noi (unicat turnat cu grad mare de prelucrare) $= 30\,000$ lei ;

$C_{02} =$ costul opririi utilajului pe durata execuţiei piesei de schimb $= 900\,000$ lei ;

$C_2 = 30\,000 + 900\,000 = 930\,000$ lei.

Costurile economisite prin recondiţionare :

$C_e = C_2 - C_1 = 930\,000 - 310\,000 =$ *620 000 lei.*

Tabelul 1

Grinda avariată	C%	Mn%	Si%	P%		S%
	3,50	1,90	1,35	0,180		0,044
Capătul adăugat	C%	Mn%	Si%	P%		S%
	2,00	0,25	1,85	0,055		0,022
Electrod de placare-monel	C%	Mn%	Ni%	Fe%	Mo%	Cu%
	0,73	1,32	63	3,00	0,30	rest
Electrod Cr-Ni austenitic	C%	Mn%	Cr%	Ni%	Si%	S%
	0,20	1,14	25,77	21,74	0,8	0,012
Electrod de bronz	Cu%	Sn%	Mn%	Zn%	Fe%	Si%
	90	8,5	0,20	0,70	0,28	0,14

Pe probe prelevate din materialele grinzii și capătului adăugat, sudate în condițiile pieselor reale, s-au obținut rezultatele care se prezintă în continuare.

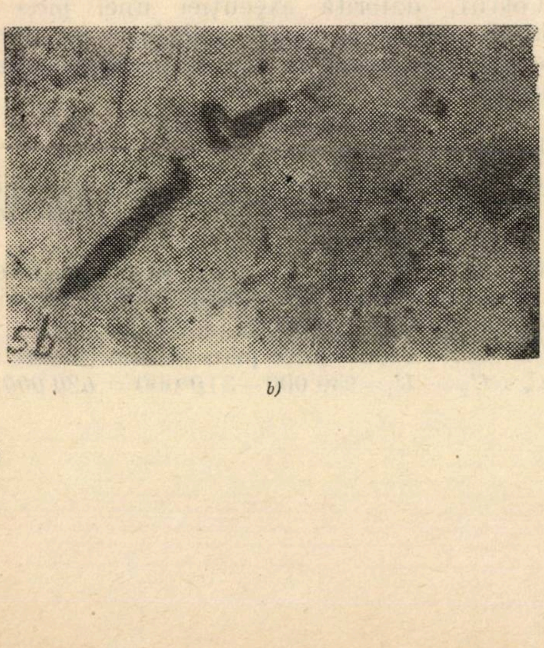
Compozițiile chimice ale materialelor grinzii recondiționate și capătului adăugat, precum și ale celor de adaos folosite se dau în tabelul 1.

Structurile determinante pe materialele de bază și de adaos (depuse prin sudare) se prezintă în figurile 5, *a*, *b*, *c*, *d*, *e*.

Legăturile prin sudare și zonele adiacente se arată în figurile 6, *a*, *b*, *c*, *d*, *e*.

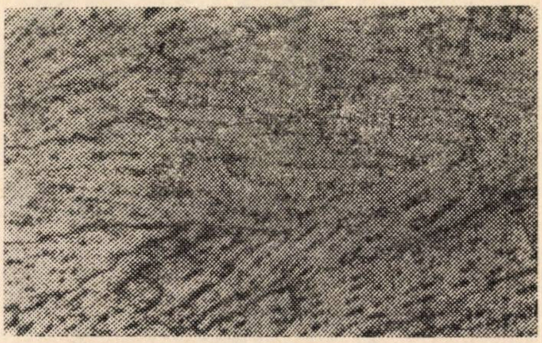
În figura 7 se prezintă evoluția durităților determinate pe probe sudate în condițiile pieselor reale.

a)

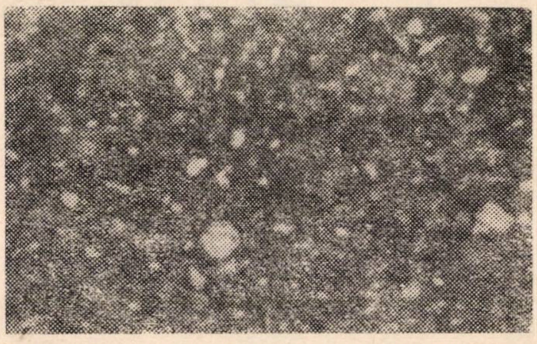


b)

c)



d)



e)

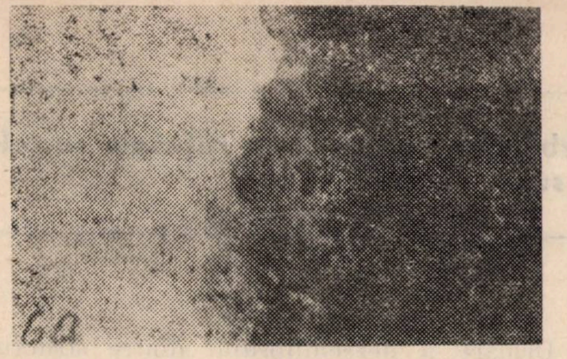
Fig. 5. Structurile materialelor folosite:

a – grinda recondiționată (128:1); *b* – capătul adăugat al grinzii (128:1); *c* – material de adaos: monel (160:1); *d* – material de adaos: oțel austenitic Cr–Ni (160:1); *e* – material de adaos: bronz (500:1)

În concluzie se apreciază că deși nu se proiectează piese din fontă în construcție sudată, aceste piese se pot totuși recondiționa prin sudare, chiar dacă au grosimi mari.

Soluția aleasă, de folosire a prezoanelor pe flancurile rostului de sudare, pentru creșterea rezistenței sudurii, a știfturilor de fixare și rezistență (așa a fost redusă secțiunea sudurii), precum și a materialelor combinate, de adaos, s-a dovedit a fi bună.

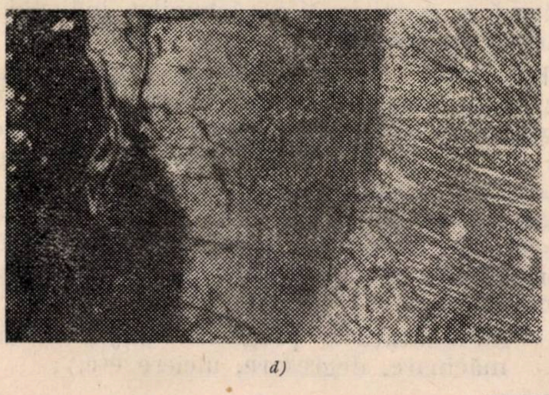
Totuși, unele defecte sînt aproape de neînlăturat și în cazul cînd se cere rezistență foarte mare și etanșeitate se pun probleme deosebite, așa încît soluțiile de recondiționare



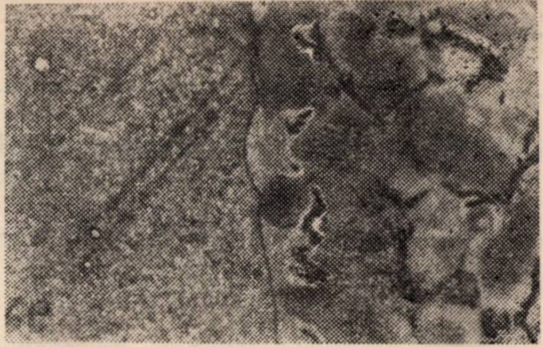
a)

b)

c)



d)



e)

Fig. 6. Imaginea legăturilor realizate prin sudare şi a zonelor de lîngă legături (32 :1) :

a — materialul grinzii + monel; b — materialul capătului adăugat + monel; c — materialul grinzii + bronz; d — bronz + oţel aliat CrNi + monel; e — materialul capătului adăugat + broz

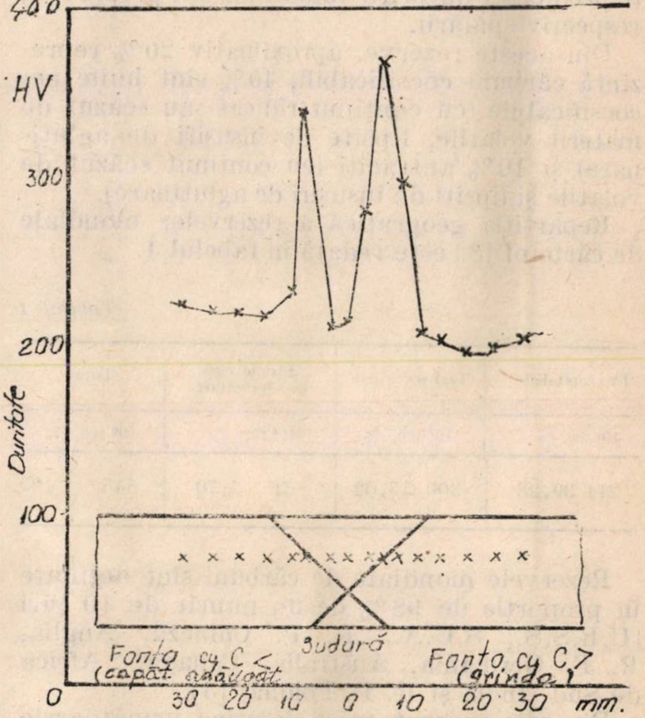


Fig. 7. Diagrama durităţii determinată pe probe prelevate din grinda şi capătul adăugat şi sudate în condiţiile pieselor reale

a pieselor din fontă se adoptă de la caz la caz, neexistînd o metodologie unitară în acest sens.

Prin rezolvarea problemelor de acest fel, în aparenţă neînsemnate, se pot obţine economii substanţiale.

BIBLIOGRAFIE

[1] Storojev, V. P. *Recondiţionarea pieselor — o importantă sarcină a economiei naţionale.* În : Maşinostroenie, nr. 9, 1979, p. 144–147.

[2] * * * *Catalog pentru materiale de sudare fabricate în R.S.R.* — 1977. I.S.I.M. — Timişoara.

[3] Endter, H, şi Thieme, G. *Fachkunde für Schweisser.* Vol. 2, Berlin, VEB Verlag Technik, 1976.

[4] Ceauşu, I., Ghiţă, N. şi Potîrcă, T. *Organizarea şi conducerea activităţilor de întreţinere şi reparaţii.* Bucureşti, Editura tehnică, 1980.

Posibilităţi de creştere a participaţiei cărbunilor indigeni în reţetele şarjelor pentru producerea cocsului metalurgic

CZ: 662.741.3 : 662.6 (498)

În prezent rezervele mondiale de cărbuni sînt apreciate la 545.10^9 tcc [1] – [3]. În aceste rezerve nu sînt incluşi cărbunii bruni şi ligniţii, care au un conţinut ridicat de umiditate (15–40%) şi cenuşă (10–50%) şi nu pot fi prelucraţi datorită imposibilităţii preparării, respectiv spălării.

Din aceste rezerve, aproximativ 20% reprezintă cărbuni cocsificabili, 40% sînt huile necocsificabile (cu conţinut ridicat sau scăzut de materii volatile, lipsite de însuşiri de aglutinare) şi 10% antraciţi (cu conţinut scăzut de volatile şi lipsiţi de însuşiri de aglutinare).

Repartiţia geografică a rezervelor mondiale de cărbuni [3] este redată în tabelul 1.

Tabelul 1

Ţări capitaliste		Ţări socialiste		Ţări în curs de dezvoltare		Total	
10^9 tcc	%	10^9 tcc	%	10^9 tcc	%	10^9 tcc	%
214	39,28	300	55,02	31	5,70	545	100

Rezervele mondiale de cărbuni sînt deţinute în proporţie de 98% de un număr de 10 ţări (U.R.S.S., S.U.A., R. P. Chineză, Anglia, R. F. Germania, Australia, Canada, Africa de Sud, India şi R. P. Polonă) [3].

Din cele prezentate se desprind următoarele concluzii:

- rezervele de cărbune cocsificabil se concentrează în 4–5 zone geografice;
- la nivelul actual al extracţiei de cărbune, rezervele sigure de huilă şi antracit acoperă necesarul mondial pentru o perioadă de ordinul a cîteva secole;
- aprovizionarea cu cărbune impune pentru multe ţări rute mari de transport, ceea ce conduce la costuri ridicate cu materia primă.

În prezent există pe plan mondial doi mari consumatori de cărbune: sectorul energetic şi metalurgia.

Sectorul energetic poate utiliza practic orice fel de cărbune, pe cînd siderurgia poate consuma, deocamdată, numai cărbuni cocsificabili şi slab cocsificabili.

Urmare a dezechilibrului dintre structura rezervelor şi consumul de combustibili fosili a condus la situaţia critică, care a declanşat aşa-numita ,,criză de energie" la sfîrşitul anului 1973.

Pentru echilibrarea balanţelor de combustibili, unele ţări dezvoltate industrial (S.U.A., R.F.G., Anglia etc.) consumă o mare parte din huilele de calitate în sectorul energetic pentru producerea energiei electrice.

Utilizarea cărbunilor cocsificabili la producerea energiei electrice constituie un factor care va adînci deficitul de cărbuni cocsificabili pe piaţa mondială şi va conduce în acelaşi timp la creşterea preţului de achiziţionare.

Restrîngerea şi chiar desfiinţarea producţiei de cocs metalurgic în sectorul minier, urmare a condiţiilor severe impuse în ceea ce priveşte poluarea şi realizarea întregii producţii de cocs în industria siderurgică, a dus la creşterea deficitului pe piaţa mondială, care deficit s-a accentuat urmare a învechirii bateriilor de cocsificare şi intrarea acestora în ciclul de reparaţii — un exemplu tipic în acest sens îl constituie S.U.A. care în anul 1979 a înregistrat un deficit de 10 mil. t cocs metalurgic.

Ţinînd seamă de cele arătate în direcţia reducerii disponibilităţilor de cărbune cocsificabil pe piaţa mondială şi a adîncirii deficitului de cocs metalurgic, este necesar ca specialiştii din cercetare, proiectare şi producţie să militeze susţinut pentru îndeplinirea programului de acţiuni aprobat de conducerea ministerului, astfel ca în cincinalul 1981–1985 să se asigure în măsură mai mare cantitatea de cocs necesară economiei naţionale, paralel cu lărgirea bazei de materii prime, prin atragerea în şi mai mare măsură a participaţiei cărbunilor indigeni la producerea cocsului.

Elemente tehnice, tehnologice şi de automatizare, care permit utilizarea huilelor slab cocsificabile şi a celor necocsificabile în reţeta şarjelor pentru producerea cocsului metalurgic, a cocsului mărunt utilizat la aglomerarea minereurilor, feroaliaje şi alte tipuri de cocsuri folosite în economia naţională, prin perfecţionarea tehnologiilor clasice de cocsificare, sînt următoarele:

- îmbunătăţirea pregătirii şarjei (dozare, măcinare, degresare, uleiere etc.);

— preîncălzirea șarjei;

— stingerea uscată a cocsului;

— adaos de ameliorant petrolier sau cocsochimic;

— șarje mixte;

— cocs brichete;

— cărbune sintetic;

— stabilizarea cocsului metalurgic — tratament mecanic;

— îmbunătățirea calității chimice a șarjei și respectiv a cocsului prin reducerea conținutului de cenușă și sulf;

— utilizarea degresanților;

— folosirea pe scară mare a automatizării — utilizarea metodelor automate pentru caracterizarea șarjelor și controlul procesului tehnologic, conducerea cu calculatorul de proces a fabricației cocsului metalurgic.

Toate aceste obiective au fost total sau parțial cercetate și unele aplicate, ceea ce situează practica din uzinele cocsochimice din țara noastră și cercetarea — proiectarea la un nivel comparabil cu țări dezvoltate industrial și cu tradiție în domeniul cocsochimiei, cum sînt R. F. Germania, Franța, Anglia, Japonia, S.U.A.

Cum influențează fiecare din elementele arătate, nivelul realizărilor din străinătate și din țara noastră se va prezenta succint în cele ce urmează:

Practica elaborării de rețete cu mulți componenți în unitățile cocsochimice a devenit o practică curentă, urmare în special a conjuncturilor nefavorabile în aprovizionarea cu cărbuni. În ceea ce privește pregătirea șarjelor pentru cocsificare s-a efectuat un volum mare de cercetări în legătură cu dubla măcinare de la U.C.C. — C. S. Galați și îmbunătățirea dozării componenților șarjei de la U.C.C. — C. S. Hunedoara.

Stingerea uscată este aplicată cu rezultate bune în ceea ce privește ameliorarea calității cocsului metalurgic la U.C.C. — C. S. Galați, în condițiile în care utilizează în rețetă 20% cărbune Vulcan-Coroiești — marca 32.

Această tehnologie se aplică la capacitățile noi și va fi extinsă la cele existente.

În prezent se află în funcțiune pe plan mondial, peste 50 instalații de stingere uscată, din care unele lucrează de cîteva decenii, îndeosebi în U.R.S.S. În anii 1976 și 1977 au fost puse în funcțiune în Japonia, pe bază de licență din U.R.S.S., instalații industriale tip Ghiprokoks (tab. 2) [4].

O unitate de stingere uscată de 56 t/h cocs răcit de la 1 000 la 220°C produce 26,1 t/h abur cu parametri de 440°C și 40 kg/cm^2. Cantitatea de căldură recuperată este de ordinul a 325 000 kcal/t de cocs sau 240 000 kcal/t de șarjă uscată. Consumul de energie este de 6 kWh/t cocs.

Tabelul 2

Instalații de stingere uscată puse în funcțiune în Japonia

Firma	Uzina	Nr. de unități	Capacitatea, t/h	Data punerii în funcțiune
Nippon Steel	Tobata	1	56	februarie 1976
Nippon Kokan	Ogishima	5	70	tr. III. 1976
Kawasaki Steel Industry	Chiba	3	56	ianuarie 1977

Față de proiectele Ghiprokoks, compania Nippon Steel a adus următoarele îmbunătățiri [5]:

— sistemul de transfer al cocsului în camera de stingere și sistemul de desprăfuire au fost reproiectate în întregime;

— controlul și reglarea presiunii în camera primară s-au modificat în sensul menținerii presiunii la ± 0 mm C.A., care evită circulația fluidelor din interiorul camerei spre exterior și a celor exterioare în cameră, în timpul încărcării;

— funcționarea macaralei este complet automată;

— nivelul cocsului în camera de stingere se face cu indicatori cu raze gama, în timp ce în U.R.S.S. sînt utilizați electrozi;

— distribuția gazului a fost îmbunătățită cu ajutorul sistemelor de separare;

— camera primară a fost mărită de la 50 la 150 m^3, transformînd în întregime configurația camerei de stingere;

— s-au adus unele îmbunătățiri pentru combaterea efectului de eroziune al prafului de cocs;

— echipamentul de transport pneumatic pentru cocsul mărunt a fost înlocuit cu sisteme mecanice.

Rezultatele obținute de japonezi pe linia îmbunătățirii calității cocsului la stingerea uscată, comparativ cu stingerea umedă, sînt redate în tabelul 3.

Cocsul stins uscat prezintă o rezistență și o stabilitate mai mare, determinată de stingerea lentă a produsului care reduce fisurarea. În camera de stingere are loc și o stabilizare a cocsului metalurgic.

Cocsul stins uscat are o curbă granulometrică mai omogenă, avantajoasă pentru cocsul metalurgic.

Conținutul de volatilă este mai constant, urmare a tratamentului termic secundar în cuva de stingere.

Praful de cocs este îndepărtat în instalația de stingere uscată și constituie un degresant pregătit pentru producerea cocsului metalurgic sau drept combustibil pentru aglomerare.

Tabelul 3

Rezultatele obținute în exploatare

Caracteristici	Stingere umedă	Singere uscată	Diferență ±
Conținutul de apă, %	3,2	0,3	−2,9
Conținutul de volatile la anhidru, %	0,9	0,9	0
Rezistența Micum M_{40}, %	71	77	+6
Roaderea Micum M_{10}, %	8,2	7,6	−0,6
Granulația: 80 mm, %	12	8	−4
80−60 mm, %	36	35	−1
60−40 mm, %	41	45	+4
40−25 mm, %	9	10	+1
25 mm, %	2	2	0
Dimensiunea medie, mm	53	52	−1
Reactivitatea, m/gs	0,525	0,503	−0,022

Reactivitatea cocsului metalurgic este ceva mai redusă, care se pare că are efecte favorabile asupra îmbunătățirii performanțelor furnalului.

Evitarea antrenărilor de praf la transportul pe benzi la furnale se realizează prin pulverizarea a 0,5% apă a cocsului în momentul transferării pe bandă.

Căldura recuperată la stingerea uscată a cocsului poate fi utilizată eficient la: producerea aburului și energiei electrice, preîncălzirea șarjei pentru cocsificare, termoficare.

În direcția utilizării în rețetele de cocsificare a adaosurilor ameliorante de natură petrolieră și cocsochimică s-au realizat cercetări, în special pe reziduuri petroliere grele și mai puțin pe subproduse cocsochimice. S-a utilizat pe campanii scurte și fără o urmărire riguroasă a efectelor tehnico-economice. Nu s-au efectuat încercări de uleiere a șarjei, adaos de păcură, gudron etc.

Japonia este singura țară care produce industrial ameliorant din reziduuri petroliere grele, după procedeul Kureha Chemical (300 mii t) și îl utilizează în rețeta șarjei pentru fabricarea cocsului metalurgic în proporție de 2−3%. Aceasta permite creșterea participației huilelor slab cocsificabile la producerea cocsului metalurgic.

Caracteristicile chimice tehnologice ale amelioratorantului produs în Japonia, comparativ cu cel prezentat în literatură și cel produs de I.C.I.T.P.R.−Ploiești, în colaborare cu I.C.E.M. sînt redate în tabelul 4.

Preîncălzirea șarjei pentru producerea cocsului metalurgic. Ideea de a încărca un cărbune preîncălzit este foarte veche. Ea se bazează pe importanța evidentă prezentată de uscarea și preîncălzirea cărbunelui înainte de încărcare, astfel ca tehnologia foarte dificilă a cuptorului clasic pentru producerea cocsului să fie rezervată cocsificării propriu-zise, care nu începe înainte de 300°C. Cărbunele se poate preîncălzi în cuptoare mai simple și mai economice decît cuptorul pentru producerea cocsului. Preîncălzirea îmbunătățește calitatea cocsului și transferul de căldură, ceea ce permite, în final, lărgirea gamei de cărbuni utilizabili în cocserie.

Problema de soluționat este preîncălzirea cărbunelui la o temperatură de ordinul a 250°C, măcinarea lui metodică (90% < 3 mm), transportarea și depozitarea lui, fără ca proprietățile sale de cocsificare să fie degradate prin oxidare sau prin fuziune superficială.

Alimentarea cărbunelui preîncălzit la 250°C și fin măcinat este delicată din cauza riscurilor de autoaprindere și explozie, care ar rezulta din contactul cu aerul.

După cum este cunoscut, în prezent trei procedee sînt industrializate: Coaltek, Precarbon și Simcar BCRA, iar dintre acestea procedeul Coaltek are cea mai largă răspîndire industrială în Franța și S.U.A., urmat de procedeul Precarbon, așa cum rezultă din tabelul 5.

Rezultatele obținute cu procedeul Coaltek, comparativ cu tehnologia Carling− Franța, sînt redate în tabelul 6.

Cercetările din țara noastră și experimentările pînă la nivel industrial, utilizînd rețete cu

Tabelul 4

Calitate ameliorant

Specificația	Din literatură (prospecte)			ICEM−1980 proba 500 kg	Proba etalon	Proba ICEM	Probele I.C.I.T.P.R. − Ploiești		
	1	2	3				1	2	3
A^{anh}	3,6	1,4	2,3	0,04	0,05	0,42	0,43	0,11	0,23
V^{anh}	42,7	36,1	28,1	36,69	41,3	39,8	40,99	39,17	44,58
S_t^{anh}	1,1	0,7	0,3	6,04	5,89	6,32	1,08	7,96	7,50
C^{anh}	84,5	86,6	87,6	86,53	86,02	85,61	87,89	83,28	84,19
H^{anh}	6,0	5,8	5,3	5,49	5,89	6,01	8,97	5,53	5,96
$(O+N)^{anh}$	—	—	—	1,90	—	—	—	—	—
H/C	0,86	0,80	0,70	0,76	0,82	0,84	1,22	0,81	0,85
Insolubile benzen	55	32	16	51,45	—	—	—	—	—
Insolubile chinolină	18	4	4	8,48	—	—	—	—	—
Punct înmuiere (curgere)	220	160	75	170	—	—	—	—	—
Indice umflare	—	—	—	1 1/2−2	6	6	9	4	4
Indice Roga	—	—	—	76	64	68	58	64	65
Indice Gray King	—	—	—	G 13	—	—	—	—	—
Dilatare : b	—	—	—	220	51	51,6	25	—	75

Lista cocseriilor care aplică şarjele preîncălzite

Tabelul 5

Procedeul	Locul aplicării industriale				Anul	Preîncălzire		
	Ţara	Cocseria	Nc	H_{c-m}		N_p	t/h	
Coaltek	S.U.A.—Ohio	Ironton	24	3,6	oct. 1980	1	40	Firma Allied Chemical—S.U.A. şiCherchar—Franţa
	S.U.A.—Detroit	Michigan	70	5,0	sept. 1973	2	72	
	Franţa	Carling (Houilleres du Bassin de Lorraine)	12	2,85	iul. 1974	1	25	
	S.U.A.—Indiana	East Chicago, Soc. Inland Steel	56	6,0	aug. 1974	2	90	
	S.U.A.—Alabama	Birmingham, Soc. Alabama Bi-Products Corp.	78	5,0	sept. 1974	2	72	3 inst. sînt în construcţie în Anglia şi una în S.U.A.
	S.U.A.	Janes and Laughlin Steel Corp.	56	6,0	1975/1976	2	90	
	Anglia	Redcar—B.S.C. Teesside	66	5,3	1975/1978	3	80	
	Anglia	Scunthorpe—B.C.R. Assoc. Chesterfield	75	5,3	1975/1976	3	90	
	Suedia	NJA — Lulea	54	7,0	1975/1976	3	80	
	Franţa	Carling — H.B.Lorraine II	43	—	1978	—	—	
Simcar	R. S. Africană	Pretoria — ISCOR	211	4,0	1972	3	100	Firma BCRA—Anglia
	Anglia	British Steel Corp. Ogreave	50	5,0	ian. 1977	2	75	
	Rhodesia	Rhodesia Steel Ing. — Wankie	—	—	perspectivă	—	—	
	Anglia	British Steel Corp. Brookhause	48	3,75	1975		50	
Precarbon	R.F.G.	Emil — Essen, ST.B.V.	5	4,2	1971	1	10	Firma Didier Engineering GMBH Essen —R.F.G.
	S.U.A.	Gray — U.S. Steel 1,3mil.t/an	104	6,0	1976	3	70	
	Japonia	Nippon Steel—Oita	2 × 42	6,5	1976	—	—	
	Japonia	Nippon Steel—Muroran	bat. IV	42—6,5	1978	1		
	Japonia	Nippon Steel—Muroran	bat. VI	42—6,5	1978	1		
	S.U.A.	Donna Anna — Bufallo	50	4	1978	1		

Tabelul 6

Specificaţia	Tehnologia ştampată	Tehnologia preîncălzirii cu procedeul Coaltek
Durata între două descărcări	19 h, 0,8 min	12 h, 44 min
Temperatura în verticalele de încălzire	1 348°C	1 302°C
Tip cocs	electrometalurgic	electrometalurgic
Materii volatile V^{anh}	31,7%	32,5%
Praful de cocs pentru degresare	6%	5%
Granulaţia şarjei sub 2 mm	92%	75—80%
Umiditatea	10,4%	6,5% înainte de preîncălzitor
Temperatura cărbunelui preîncălzit	—	255°C
Temperatura gazelor	—	260°C
Greutatea şarjei la anhidru	18,35 t	15,65
Greutatea volumică a şarjei	0,835	0,770
Temperatura de evacuare a cocsului	980°C	980—1 000°C
Înălţimea şarjei în cameră	3,850 m	3,560 m
Tasarea în timpul pirogenării	150 mm	120 mm
Consumul de căldură la preîncălzire	—	151 000 kcal/t
Consumul de căldură la cocsificare	719 500 kcal/t	452 000 kcal/t
Consumul de abur supraîncălzit	—	56 kg/t
Consumul de ulei greu	—	0,7—0,9% faţă de şarjă
Praful de cărbune recuperat în desprăfuitorul electrostatic care se reintroduce în şarje	—	0,6%
Praful antrenat la baterie	0,05%	0,05%

participaţie sporită de huile slab cocsificabile au permis obţinerea unui cocs de calitate aceasta confirmînd performanţele tehnico-economice ale acestei noi tehnologii, cum sînt :

— micşorarea costurilor cu materia primă ;

— creşterea productivităţii ;

— evitarea poluării atmosferei.

Este necesar ca specialişti în domeniu să decidă aplicarea acestei noi tehnologii în industria cocsochimică din ţara noastră.

Şarjele mixte constituie o nouă tehnică aplicată cu succes în Japonia la 30% din capacitatea de cocsificare, ceea ce reprezintă peste 18 mil. t cocs metalurgic. Prin această tehnologie o parte a şarjei este brichetată (în mod curent 30%). Tehnic sînt însă posibile două moduri de operare :

— brichetarea numai a constituenţilor slab cocsificabili ;

— brichetarea unei părţi a şarjei şi încărcarea după amestecare.

Dimensiunile brichetelor sînt de 44 × 44 × 25 mm.

Cărbunii slab cocsificabili utilizaţi în cadrul acestei tehnologii în Japonia au un conţinut de materii de 24—30% şi un indice de umflare liberă de 1—2.

Rezultatele obţinute de japonezi suscită mult interes, îndeosebi în Franţa şi Belgia. În acestă direcţie la Marienau în Franţa au fost iniţiate studii sistematice asupra aplicării acestei tehnologii.

Experimentările industriale pe o cantitate de 62 000 t brichete, utilizate în proporţie de pînă la 30% în şarja pentru producerea cocsului metalurgic la U.C.C. — C. S. Galaţi, au evidenţiat avantajele acestei tehnologii.

În ţara noastră există o vastă experienţă în domeniul producerii brichetelor din cărbuni slab cocsificabili, transportul şi cocsificarea brichetelor. Este necesar să se treacă la promovarea acestei tehnologii, ţinînd seamă de avantajele tehnico-economice.

Cercetările şi lucrările experimentale în domeniul folosirii degresanţilor sînt avansate în ramura cocsochimiei din ţara noastră. Extinderea acesteia este legată numai de punerea în funcţiune a investiţiilor în curs de realizare.

Îmbunătăţirea chimică a calităţii cocsului este direct legată de reducerea în primul rînd a conţinutului de cenuşă şi sulf în şarjă. Reducerea conţinutului de cenuşă este un factor asupra căruia se poate acţiona la producătorii interni, iar la specificaţiile pentru import se poate ţine seamă de această cerinţă. În ceea ce priveşte conţinutul de sulf, ţinînd seamă de baza de materie primă, acesta poate fi ameliorant numai prin amestecuri de cărbuni cu sulf mare şi mic, ceea ce s-a realizat pînă în prezent, fiindcă pe plan mondial nu se cunosc metode economice de desulfurare.

Stabilizarea este un alt element care prezintă importanţă în direcţia ameliorării calităţii cocsului metalurgic. Calibrarea, ca măsură tehnologică suplimentară pentru stabilizarea cocsului metalurgic, a stat în preocuparea cercetării şi producţiei, însă nu s-a clarificat în suficientă măsură. În această direcţie lucrările de la U.C.C. şi Centrul de cercetări de la Hunedoara vin să confirme necesitatea adîncirii acestui studiu.

Preocuparea pe linia obţinerii de masă carbonică, utilizînd metoda de extracţie cu solvenţi, este în fază de studiu în multe ţări. Pînă în prezent s-au obţinut rezultate tehnice favorabile, însă deocamdată masa carbonică obţinută nu este economică.

În această direcţie, este necesară o gospodărire raţională a carbonului în cadrul uzinei cocsochimice, reciclînd tot ceea ce conţine acest element, care a devenit atît de scump în perioada actuală (fuse, gudroane acide etc.).

Promovarea automatizării în cadrul cocsochimiei a devenit o necesitate deosebit de actuală, determinată de ameliorarea calităţii cocsului în condiţiile utilizării reţetelor cu mulţi componenţi, de îmbunătăţirea performanţelor utilajelor şi instalaţiilor şi, în final, de conducerea la un nivel tehnic ridicat a acestei tehnologii complexe.

În domeniul analitic s-a făcut puţin, introducînd parţial analiza carbopetrografică, urmînd generalizarea acesteia. Nu s-au promovat analizele automate pentru determinarea umidităţii şi conţinutului de cenuşă la materia primă şi la cocs.

Este necesară intensificarea lucrărilor de cercetare pe linia automatizării complexe şi a conducerii procesului de producere a cocsului cu ajutorul calculatorului de proces.

Din cele prezentate se desprinde o concluzie generală, aceea că sînt în curs cercetări care acoperă întreg domeniul cocsochimic, că s-a aplicat o parte din tehnologiile perfecţionate şi că trebuie depuse eforturi susţinute pentru promovarea tehnologiilor la care cercetările sînt încheiate, există preocupări de adîncire a cercetărilor unde mai sînt elemente de clarificat, pentru a fi mereu în prima linie din punct de vedere tehnic la producerea cocsului metalurgic de calitate.

BIBLIOGRAFIE

[1] Hiller, H. *Posibilităţi de aplicare şi tendinţele de dezvoltare ale gazificării sub presiune — Lurgi — în situaţia penuriei de energie.* În: Erdöl und Kohle — Compendiu, 1974, p. 268—282.

[2] Peters, W. *Gazificarea cărbunilor în scopul unei aprovizionări sigure cu energie.* În: Erzemetall, 29, nr. 12, 1976, p. 548—553.

[3] * * * *Committee of Natural Resources (Fifth session)* ONU — Geneva, 1977.

[4] Dlessard, S. *Economii şi utilizări optime ale energiei în cocserii.* În: C.I.T., Franţa, nr. 10, 1979, p. 1135—1148.

[5] * * * *Cooke Dry Quenching at Tobata Works.* În: Nippon Steel News, aprilie, 1976.

[6] * * * *Instalaţii de preîncălzire a cărbunelui sistem Coaltek — S.U.A.* Simpozion tehnic organizat de Carbonisation Entreprise et Ceramique în colaborare cu Comptoir de Commerce Internationale din Franţa, Bucureşti, 15—16 aprilie, 1980.

Ing. V. Firescu

Ministerul Industriei Metalurgice

TREIZECI DE ANI DE EXISTENȚĂ A REVISTEI PRZEGLAD ODLEWNICTWA

Între anii 1937—1939 a apărut revista ,,Przeglad Odlewniczy", considerată precursoare a publicației PRZEGLAD ODLEWNICTWA, a cărei publicare a fost întreruptă de izbucnirea celui de-al doilea război mondial.

O dezvoltare dinamică a industriei de turnătorie în anii postbelici a determinat reactivarea Uniunii turnătorilor din Polonia (Stowarzyszenie Techniczne Odlewnikow Polskich) și crearea revistei PRZEGLAD ODLEWNICTWA ca organ al acesteia. Revista apare lunar începînd din ianuarie 1951.

Din anul 1955 există un consiliu al PRZEGLAD ODLEWNICTWA care lucrează în strînsă colaborare cu colegiul de redacție. Președintele consiliului este prof. dr. ing. Waetaw Sakwa, membru al Academiei de Științe, secretar este dr. doc. ing. Janusz Rutkowski.

Revista PRZEGLAD ODLEWNICTWA publică în paginile sale referate asupra realizărilor interne științifice și tehnologice, în domeniul turnătoriei, și prezintă realizări similare din străinătate. Principalele domenii din care se prezintă referate sînt:

— Fabricarea formelor și miezurilor
— Pregătirea metalului lichid (instalații de turnare, metalurgie, tratament ulterior)
— Proprietăți de aliere, alegerea aliajului corespunzător
— Tratamentul termic al pieselor turnate
— Materii prime și auxiliare
— Mecanizarea și automatizarea proceselor
— Organizarea producției
— Eficiența proceselor
— Securitatea și igiena muncii

Conținutul revistei se poate împărți în următoarele grupe :

1. Referate principale asupra rezultatelor activității de cercetare științifică, în special cercetări originale și cu aplicabilitate practică.

2. Referate din practica turnătoriilor asupra experiențelor de producție primite în special prin intermediul autorilor din industrie.

3. Rubrici privind : articole de specialitate monotematice din publicațiile străine publicate în decursul unui an ; brevete și invenții ; mașini și instalații noi ; din istoricul turnătoriei poloneze ; condiții de muncă și protecția mediului ; cărți noi.

4. Informații ca de exemplu : lucrări de doctorat ; norme ; referate prezentate în cadrul Uniunii turnătorilor din R.P.P. ; știri din turnătorie ; scrisori adresate redacției ; cronici.

5. Referate bibliografice.

Revista lunară PRZEGLAD ODLEWNICTWA se adresează tehnicienilor și inginerilor din producție, facultăți, institute și centre de cercetare și proiectare, de asemenea studenților din institute de învățămînt superior de specialitate. PRZEGLAD ODLEWNICTWA, singura revistă de turnătorie din Polonia, face legătura între învățămîntul superior, institutele de cercetare și practica întreprinderilor prin publicarea noutăților științifice. În fiecare an redacția organizează întreceri privind experiențe de producție.

Redacția colaborează cu mai multe redacții din străinătate în sensul schimbării unor referate de specialitate. Redacția a organizat un schimb de reviste cu peste 120 de institute, centre de informare, uniuni și instituții.

*

Cu ocazia împlinirii a 30 de ani de existență, redacția revistei ,,Metalurgia" urează redacției și cititorilor revistei PRZEGLAD ODLEWNICTWA multe succese în activitatea pe care o desfășoară.

DOCUMENTARE

Simpozion OECD în probleme de siderurgie

Comerțul internațional și ajutorul autorităților publice s-au aflat în centrul dezbaterilor simpozionului OECD, desfășurat la Paris, la sfîrșitul lunii februarie a.c.

Secretarul general al acestui organism a deschis lucrările invitînd pe producătorii de oțel la redublarea eforturilor în această perioadă de ,,tranziție dificilă", pentru a evita ,,o competiție distrugătoare pentru prețuri și o perturbare a relațiilor comerciale". Secretarul general a mai adăugat că ,,Limitări voluntare sînt necesare pentru a evita recurgerea la noi sau mai severe măsuri comerciale, chiar dacă acestea apar ca legitime în termeni de comerț".

Japonezii au manifestat o opinie diferită în această problemă. Directorul general de la Nippon Steel Corp. a lansat o punere în gardă contra oricărei tentative de protecționism : ,,politicile defensive nu ar servi decît la salvgardarea unor branșe fără viitor și a unor activități economice inferioare". În aceste condiții consideră că ,,orice dispoziție de ajutor adoptată de un guvern trebuie să aibă un caracter provizoriu". Conform directorului general de la NSC, consumul de oțel pe plan mondial ar trebui să crească pînă în 1985 în medie cu 3%, deci la jumătatea nivelului înregistrat între 1960 și 1973 înainte de criza petrolului. De la 775 mil. t în 1979, consumul total ar trebuie să atingă 900 mil. t în 1985 : 445 mil. t pentru țările cu industrie dezvoltată (406 în 1979), 135 mil. (104 în 1979) pentru țările în curs de dezvoltare și 320 mil. t pentru țările cu economie planificată (265 în 1979). Totodată, reprezentantul NSC prevede o diminuare constantă a excedentului actual de capacitate de producție pentru oțel în Occident și crede chiar într-un deficit la anumite produse din cauza lipsei de capacități suficiente pentru laminare. Europenii nu văd viitorul cu atît optimism. Dealtfel, secretarul general OECD a declarat că investițiile care permit îmbunătățirea competitivității ar trebui să fie privilegiate în detrimentul cheltuielilor pentru capacitate.

În sfîrșit, participanții la această manifestare au confirmat rolul crescut al țărilor noi în producția mondială de oțel. Partea Japoniei și a C.E.E. în producția mondială de oțel, care era de 37% în 1975, ar trebui să scadă la 30% în 1985 și la 28% în 1990, conform unui expert de la Rheinisch-Westfalisches Institut für Wirtschaftsforschung.

În schimb, țările în curs de dezvoltare care reprezentau doar 9% din producția mondială de oțel în 1975 vor ajunge la 17% în 1985 și la 20% în 1990. Partea țărilor socialiste va rămîne aproximativ stabilă la 28—29%, în timp ce partea Americii de Nord, de 28% în 1975, va scădea la 17% în 1985 și la 15% în 1990.

Reprezentantul S.U.A. a subliniat că ,,Statele Unite nu doresc escaladarea" cu Piața Comună în conflictul actual între siderurgii. El a invitat ,,ferm" guvernele să adopte politici ,,pozitive" pentru reglementarea problemei oțelului și a adăugat că ,,politicile naționale trebuie să fie destinate mai mult facilitării decît frînării modificărilor indicate de piață și prețuri". Făcînd un bilanț al lucrărilor manifestării, reprezentantul american, secretar adjunct la comerț, a estimat că un excedent ,,formidabil și continuu" al ofertei de oțel s-ar menține cel puțin în cîteva țări industrializate. Aceste estimări țin cont de o creștere anuală a consumului între 6 și 8% în țările în curs de dezvoltare și de 2,5% (,,cifră optimistă" după reprezentantul S.U.A.) pentru țările cu industrie dezvoltată. La o creștere anuală de 3% a consumului mondial de oțel, cifră reținută de aproape toți experții acestui simpozion, actualul excedent de capacități de producție pentru oțel va scădea în următorii cinci ani.

Tot cu ocazia acestui simpozion, expertul vest-german de la Rheinisch-Westfalisches Institut für Wirtschaftsforschung a prezentat un raport asupra evoluţiei consumului şi producţiei de oţel pe plan mondial pînă în 1990.

Conform concluziilor acestui raport, partea principalelor grupe de ţări în producţia şi consumul de oţel va evolua astfel în deceniul următor :

	C.E.E. şi Japonia, %	America de Nord, %	Europa de Est, %	Europa Occid., Oceania, Africa de Sud, %	Ţări în curs de dezvoltare, %
Parte din producţia mondială					
1980	32	18	29	8	13
1985	30	17	28	8	17
1990	28	15	29	8	20
Parte din consumul mondial					
1980	26	20	29	8	17
1985	25	18	29	8	20
1990	23	17	28	8	24

(În : *Revue de Métallurgie—C.I.T., Franţa, nr. 5, 1980, p. 55*)

RECENZII

Prof. dr. ing. N. Geru **Teoria structurală a proprietăţilor metalelor.** Bucureşti, Ed. didactică şi pedagogică, 1980, 464 pag.

Datorită progreselor esenţiale realizate atît în domeniul teoretic, cît şi în domeniul mijloacelor de investigare, ştiinţa metalelor a adunat şi continuă să adune un volum tot mai mare de informaţii necesare atît metalurgului — ca realizator al produselor metalurgice, cît şi proiectantului şi constructorului de maşini, utilaje, scule şi dispozitive din toate domeniile tehnice — ca utilizator al acestora. Numărul şi varietatea metalelor şi aliajelor folosite este în continuă creştere — paralel cu necesitatea de a se da acestor materiale de importanţă fundamentală pentru progresul social economic al omului, o utilizare optimă, atît din punct de vedere al rezervelor de materii prime şi de resurse de energie existente în lume, cît şi în raport cu costul lor — încît orientarea optimă în aceste probleme devine tot mai dificilă. Importanţa şi valoarea volumului citat, privite din aceste puncte de vedere, sînt deosebite, întrucît materialul prezentat, într-un stil concis şi clar, concentrat asupra ceea ce este esenţial — oferă tocmai acea orientare fundamentală, temeinică, esenţială, în variatele domenii ale cunoaşterii ce au implicaţii cu proprietăţile metalelor şi aliajelor — orientare care permite a se stabili cu claritate legătura ştiinţifică, teoretică şi practică, calitativă şi cantitativă, între cauză şi efect — în baza căreia este posibilă dozarea cauzelor în vederea obţinerii unui anumit efect — cel dorit, efectul optim, prin stăpînirea procesului metalurgic atît sub aspectul tehnic, cît şi al celui economic.

Informaţiile fundamentale conţinute în această lucrare permit cititorului nu numai să se pună la curent cu stadiul actual al cunoştinţelor, dar îl mai pune în situaţia de a fi capabil să asimileze, constructiv şi selectiv, fluxul neîntrerupt de informaţii, care se revarsă asupra lui din tratatele şi revistele de specialitate — ceea ce echivalează cu un mare serviciu.

Lucrarea beneficiază de vasta experienţă a autorului şi de bogata literatură consultată, adusă la zi. Conţinutul ei se grupează în opt capitole astfel : Cap. I. — Starea cristalină a materialelor metalice, 44 pag. Cap. II. — Analiza roentgen-structurală, 30 pag. Cap. III. — Comportarea elastică şi plastică, 49 pag. Cap. IV. — Imperfecţiuni în structură, 55 pag. Cap. V. — Ruperea, 60 pag. Cap. VI—Agitaţia termică şi proprietăţile termice, 42 pag. Cap. VII. — Teoria electronică şi proprietăţile fizice, 77 pag. Cap. VIII. — Proprietăţile magnetice, 71 pag.

Lucrarea prezentată se recomandă cu căldură tuturor celor interesaţi în vastul domeniu al ,,ingineriei de materiale'', metalurgi şi nemetalurgi.

Prof. dr. ing. *C. Wanyorek*

Gâdea Suzana şi Maria Petrescu **Metalurgie fizică şi studiul metalelor (partea I).** Bucureşti, Ed. didactică şi pedagogică, 1979, 198 pag.

Prima parte a lucrării menţionate tratează despre bazele teoretice ale formării constituţiei, structurii metalografice a metalelor şi aliajelor, din punctele de vedere ale cristalografiei, termodinamicii şi cineticii acestor procese.

Introducerea lucrării cuprinde prezentarea (12 pag.) istoricului evoluţiei ştiinţei metalelor, a căror cunoaştere este strict necesară pentru înţelegerea poziţiei complexe a acestei ştiinţe în cadrul fizicii şi a tehnologiei moderne. În capitolul I (31 pag.) se face o succintă prezentare a teoriei electronice a metalelor şi aliajelor. În cap. II şi III (52 pag.) se tratează pe larg tema structurii cristaline, cu accent pe intervenţia defectelor de reţea şi pe influenţa dominantă a agitaţiei termice asupra desfăşurării proceselor metalurgice în stare solidă. Cap. IV (7 pag.) se ocupă cu studiul teoretic şi fenomenologic al difuziei. Cap. V (23 pag.) studiază natura fazelor constitutive ale aliajelor. Cap. VI (22 pag.) este consacrat termodinamicii, iar cap. VII (61 pag.), exemplificării bogate a reprezentării şi utilizării practice a diagramelor de echilibru pentru aliaje binare şi ternare.

Lucrarea prezentată are deosebită valoare pentru oricine are interesul şi capacitatea de a cerceta şi a înţelege bazele ştiinţifice moderne ale studiului metalelor. Ea reprezintă o condensată, dar foarte clară şi expresivă sinteză a celor mai recente şi mai valoroase lucrări de specialitate apărute pe plan mondial.

Aşteptăm cu nerăbdare şi încredere apariţia părţii a doua a lucrării, dedicată studiului transformărilor structurii metalografice, suferite în cursul operaţiilor tehnologice şi a consecinţelor practice, aplicative, ale acestora.

Prof. dr. ing. *C. Wanyorek*

SCHIMBUL DE EXPERIENŢĂ ÎN PROBLEMELE DE RECONDIŢIONARE A UTILAJULUI DE TURNARE DIN OŢELĂRII

În ziua de 19 noiembrie 1980, din iniţiativa Ministerului Industriei Metalurgice, la Reşiţa s-a desfăşurat un schimb de experienţă pe problemele de recondiţionare a utilajului de turnare din oţelăriile unităţilor metalurgice. Au participat cadre de conducere, specialişti din marile unităţi ale ministerului, din institutele de cercetare şi proiectare de profil, ai unor întreprinderi şi institute de cercetare-proiectare aparţinînd Ministerului Industriei Construcţiilor de Maşini.

Schimbul de experienţă s-a ţinut din necesitatea organizării şi îmbunătăţirii activităţii de recondiţionare a utilajului de turnare, în vederea stabilirii unor metode unitare de organizare şi sporire a posibilităţilor de recondiţionare.

Recuperarea şi utilizarea integrală a resurselor materiale refolosibile rezultate din producţie şi consum, recondiţionarea şi refolosirea utilajului de turnare constituie o sursă importantă în asigurarea aprovizionării tehnico-materiale a producţiei.

Dezvoltarea producţiei de oţel şi mai ales creşterea ei calitativă impune obligatoriu şi mărirea producţiei de utilaj de turnare în formate cît mai diverse, corespunzătoare tipurilor şi mărimilor de laminoare.

Necesarul de utilaj de turnare pe perioada ultimilor 10 ani a crescut la aproape dublu, adică de la 144 000 t în anul 197C la 271 000 t în anul 1980 şi va ajunge la cca 318 000 t în anul 1985, aceasta în condiţiile în care se va trece la recondiţionarea utilajului de turnare pretabil în toate unităţile metalurgice pînă la 50 %.

Tematica generală pe baza căreia s-a desfăşurat schimbul de experienţă a cuprins următoatele probleme:

1. Cauzele care duc la scoaterea prematură din uz a utilajului de turnare.
2. Încercările făcute de fiecare unitate pentru îmbunătăţirea factorilor tehnologici de producere a fontei şi a parametrilor constructivi pentru utilajul de turnare.
3. Stadiul recondiţionării utilajului de turnare din unitatea reprezentată.
4. Metodele şi tehnologiile de recondiţionare folosite, rezultatele obţinute, dotările existente.
5. Posibilităţile şi propunerile tehnice pentru recondiţionarea utilajului de turnare din dotare.
6. Propuneri privind necesarul de utilaje , maşini, instalaţii, aparatură, spaţii etc., pentru recondiţionare şi evaluarea lor.
7. Propuneri pentru pregătirea cadrelor.

Schimbul de experienţă a început prin prezentarea practică, de către Combinatul siderurgic — Reşiţa a rezultatelor şi modului cum se face recondiţionarea utilajului de turnare (lingotiere, pilnii) în atelierele proprii, cu instalaţiile de sudare la cald şi rece, cu aparatura şi dotările existente, majoritatea realizate prin autodotare.

Au fost prezentate apoi, de către specialişti din unităţile ministerului, următoarele referate şi lucrări:

— Unele metode de recondiţionare a utilajului de turnare folosite de firmele străine ca: HILTI — Elveţia, RMK — Zenica-Iugoslavia şi uzinele KÜRE — Japonia.

— Analiza comportării în exploatare a utilajului de turnare la C. S. Reşiţa.

— Practica recondiţionării utilajului de turnare la C.S. Reşiţa.

— Fabricarea, exploatarea şi recondiţionarea lingotierelor format tablă de la C.S. Galaţi.

— Activitatea de recondiţionare a utilajului de turnare la C.O.S. Tîrgovişte.

Participanţii au abordat în discuţiile lor probleme din tematica generală dată în programul de acţiune, desprinzîndu-se următoarele:

— Consumul specific de utilaj de turnare depinde de modul cum sînt respectate condiţiile de exploatare, de parametrii constructivi şi factorii tehnologici şi variază în limite largi, chiar în aceeaşi unitate.

— Cauzele principale ale depăşirii unor consumuri specifice sînt determinate de slaba calitate a fontei necesare fabricării utilajului, modificarea constructivă a unor lingotiere şi nerespectarea condiţiilor de exploatare ca: durata de menţinere a oţelului în lingotiere, frecvenţa turnărilor, temperatura oţelului la turnare, temperatura utilajului la primele turnări, striparea obligatorie, detensionarea naturală sau în cuptor de recoacere. În acest context, una din metodele de creştere a durabilităţii utilajului de turnare, respectiv micşorare a consumului specific, este operaţia de recondiţionare.

— Metodele de reparaţie şi recondiţionare sînt diferenţiate faţă de natura defectului, de tipul şi mărimea utilajului.

— Realizările obţinute pînă în prezent pe linia recondiţionării utilajului de turnare sînt modeste, reprezentînd la nivelul ministerului 15 % faţă de consumul planificat.

— Rezultate mai bune s-au obţinut la C.S. Galaţi unde, dacă în anul 1979 au fost recondiţionate lingotiere într-un volum de 17 %, în anul 1980 sînt posibilităţi de creştere a acestuia la cca 35 %, ceea ce va conduce la o economie de utilaj nou de cel puţin 12 000 t.

Din discuţiile şi propunerile făcute de participanţi, a mai reieşit că pentru îmbunătăţirea activităţii în domeniul utilajului de turnare va trebui ca în fiecare unitate să activeze o comisie tehnică, care să analizeze modul de exploatare a utilajului de turnare, cauzele scoaterii lui din uz, să facă propuneri concrete de reducere a consumului specific prin metodele şi tehnologiile de recondiţionare prezentate.

De asemenea, s-a reţinut ca o problemă de perspectivă înfiinţarea unei ,,comisii tehnice naţionale de lingotiere" — care să aibă ca obiectiv direcţional cercetarea, proiectarea, exploatarea şi recondiţionarea utilajului de turnare.

În încheierea schimbului de experienţă au fost trasate sarcinile recondiţionării utilajului de turnare care pînă în anul 1985 vor ajunge la cel puţin 50 % din totalul pretabil, cu posibilităţi de reducere a consumului de utilaj nou de cca 35 000 t.

Ing. *N. Vachniuc*

* * *

Koks i himiia, U.R.S.S., nr. 8, 1980

Consfătuirea unională a lucrătorilor din industria cocsochimică, p. 2— *Pregătirea cărbunilor pentru fabricarea brichetelor de cocs*, p. 4 — *Utilizarea cărbunilor marca T la aglomerare*, p. 8 — *Îmbogățirea cărbunilor cocsificabili cu un conținut mare de cenușă, a produselor industriale și a șlamurilor prin metoda aglomerării în ulei*, p. 11 — *Influența condițiilor de cocsificare asupra surpărilor și a calității cocsului*, p. 13 — *Sistem de pregătire a cocsului pentru furnale*, p. 17 — *Obținerea și încercarea lotului industrial experimental de cocs cu un conținut mare de cenușă*, p. 19— *Influența regimului de piroliză asupra caracteristicilor de rezistență a brichetelor de lignit*, p. 21 — *Metodă rapidă de determinare a germenului din cocs*, p. 22 — *O nouă construcție a dispozitivului de repartizare a gazului*, p. 38 — *Fabrica de îmbogățire a cărbunilor, a Uzinei metalurgice din Cerepoveț, ca obiectiv al sistemului automatizat de comandă a proceselor tehnologice*, p. 40 *Optimizarea dirijării fluxurilor de cărbune la Uzina metalurgică din Cerepoveț*, p. 41 — *Înlocuirea armăturii de evacuare a gazelor de la cuptoarele de cocsificare prin decuplarea colectorului de gaze*, p, 42 — *Utilizarea apelor reziduale de la întreprinderile cocsochimice, pentru completarea sistemelor de circulație ale răcirii cu ajutorul apei*, p. 44 — *Aspecte social-economice ale producției de combustibil casnic, fără fum*, p. 46 — *Situația exploatării fondurilor de bază ale secțiilor de cocsificare din industria cocsochimică*, p. 51 — *Noi scheme tehnologice și aparate pentru condensarea și captarea produselor chimice de cocsificare*, p. 52 — *Îmbunătățirea planificării și intensificării influenței mecanismului economic asupra creșterii eficienței și a calității muncii în producția cocsochimică*, p. 53 — *Noi direcții tehnice în proiectarea întreprinderilor cocsochimice*, p. 54 — *Situația lucrărilor în domeniul mecanizării și automatizării proceselor din industria cocsochimică*, p. 55 — *Sesiunea științifică a Consiliului tehnico-științific al Institutului unional de cercetări carbochimice din Ucraina*, p. —56 *Fabricarea brichetelor de cocs după procedeul ,,Auscoke''*, p. 59 — *Prognoza dezvoltării industriei cărbunelui în țările în curs de dezvoltare*, p. 61 — *Industria cărbunelui în R.F.G.*, p. 62.

Koks i himiia, U.R.S.S., nr. 9, 1980

Descrierea matematică a procesului de încălzire a cărbunelui, cu nu agent termic gazos, în instalațiile cu mai multe trepte, p. 4 — *Determinarea grupelor hidroxilice din cărbune*, p. 6 — *Concentrarea și decantarea suspensiilor de cărbune și a suspensiilor de deșeuri de la flotație*, p. 8. — *Studierea și elaborarea metodelor și mijloacelor de control continuu al calității cărbunelui*, p. 10 — *Cîteva concluzii privind reglarea încălzirii bateriilor cu camere de cocsificare de mare capacitate*, p. 13 *Formarea rezistenței corpului poros al cocsului la diverse regimuri de temperatură ale cocsificării*, p. 17 — *Erori ale controlului calității cocsului de furnal în condiții de producție*, p. 20 — *Calcularea balanței de materiale pentru cocsificare, cu ajutorul calculatorului electronic*, p. 23 — *Semnalizarea operației de succesiune a alegerii încărcăturii dintr-o serie de turnuri de cărbune*, p. 42 — *Pompe centrifuge pentru transvazarea gudronului de huilă cald*, p. 43 — *Problema determinării capacității de producție a bateriilor de cocsificare*, p. 44 — *Perfecționarea metodei de repartizare a cheltuielilor între produsele industriei cosochimice*, p. 46 — *Asimilarea, exploatarea și perfecționarea capacităților de îmbogățire a cărbunilor. Utilizarea deșeurilor*, p. 52 — *Situația studiilor și a perspectivelor de asimilare a producției de tipuri speciale de cocs*, p. 52 — *Direcții de perfecționare a tehnologiei de producție și îmbunătățirea calității produselor din benzen*, p. 53 — *Situația studiilor și a perspectivei de introducere a noilor metode de eliminare a sulfului și cianurii și de purificare complexă a gazului de cocserie, cu separarea amoniacului anhidru*, p. 54 — *Căi de îmbunătățire a calității uleiului de absorbție*, p. 54 — *Experimentarea cocsului brichete în furnalele din Franța*, p. 56 — *Noi materiale rezistente la uzură și la coroziune*, p. 58 — *Fabricarea cocsului de turnătorie în India*, p. 59.

Koks—Smola—Gaz, Plolonia, nr. 7, 1980

Influența proceselor din părțile inferioare ale furnalului asupra cocsului, p. 163 — *Influența tratamentului termic prealabil al cărbunelui asupra unora dintre proprietățile sale*, p. 167 — *Măsurarea temperaturii de înmuiere a cenușilor de cărbune și a zgurelor cu ajutorul metodei cu microscop*, p. 171 — *Procesul pirolizei rapide a huilelor. P. a III-a. Influența vitezei de încălzire a cărbunelui bogat în materii volatile și cu flacără lungă asupra compoziției și proprietăților gudroanelor primare obținute*, p. 176 — *Cercetarea structurii cristaline a negrului de fum. P. a II-a. Desfășurarea procesului de grafitizare*, p. 180 — *Spectroscopia în infraroșu aplicată la diferențierea produselor de semicocsificare a cărbunilor și a șisturilor sapropelice și humice. Analiza formei spectrale a gudroanelor primare obținute din cărbuni de tip sapropelic și humic*, p. 185 .

Metallurg, U.R.S.S., nr. 8, 1980

Îmbunătățirea pregătirii deșeurilor metalice feroase în vederea retopirii, p. 1 — *Starea căptușelii refractare a furnalului după oprirea pentru reparația capitală de gradul I*, p. 13 — *Perfecționarea pîlniilor de cîntărire tensometrică a aglomeratului*, p. 15 — *Macara pentru deservirea jgheaburilor oscilante*, p. 17 — *Vidarea oțelului nedezoxidat*, p. 21 — *Experiența determinării pe calculatorul electronic a încărcăturii pentru elaborarea oțelului electric*, p. 24 — *Instalație pentru îndepărtarea din oală a paharului de turnare a oțelului*, p. 26 — *Noua formă a calibrului finisor pentru laminarea profilelor hexaedrice*, p. 28 — *Reconstrucția transportului pentru sleburile de la laminorul de 1250 al secției degrosisoare*, p. 29 — *Dispozitiv pentru funcționarea automată a dispozitivelor de prindere cu clești*, p. 31 — *Economia de energie electrică la laminarea la cald a benzilor late cu lubrifiant tehnologic*, p. 31 — *Fabricarea tăblițelor pentru producția de laminate finite*, p. 33 — *Ungerea prin ceață de ulei fin pulverizat a axului principal universal*, p. 33 — *Experiența de lucru a colectivului secției nr. 1 de laminare a tablei a Uzinei metalurgice din Cerepoveț*, p. 35 — *Gospodărirea energetică a uzinei*, p. 38 — *Organizarea depozitării centralizate în uzină*, p. 40 — *Mijloace de telecomunicație și de comandă la Uzina din Cerepoveț*, p. 42 — *Îmbunătățirea iluminatului natural și artificial al secțiilor de prelucrare la cald*, p. 44 — *Descoperirea și îndepărtarea factorilor de producție nocivi*, p. 45.

Metallurg, U.R.S.S., nr. 9, 1980

Reparații garantate, p. 9 — *Mecanizarea lucrărilor în trusturile de reparații ale siderurgiei*, p. 10 — *Semifabricate raționale pentru piesele utilajelor metalurgice*, p. 12 — *Protecția anticorosivă a utilajului și a construcțiilor metalice. Exploatarea căptușelii din beton de torcretare în elementele furnalelor, p.* 16 — *Ecruisarea pieselor dispozitivelor de încărcare*, p. 17 — *Instalație pentru prelucrarea prin contact electric a pieselor aparatelor de încărcare*, p. 20— *Creșterea eficienței reparațiilor*, p. 22 — *Perfecționarea procedeului de reparare a jgheaburilor principale din hala de turnare a furnalului*, p. 24 — *Organizarea reparațiilor centralizate ale utilajelor de elaborare a oțelului*, p. 25 — *Mecanizarea reparațiilor cuptoarelor de elaborare a oțelului*, p. 27 — *Eficiența utilizării acoperirilor refractare pentru lingotiere și poduri de turnare*, p. 29 — *Protejarea paturilor de turnare ale lingotierelor împotriva deformării și sudării lingourilor*, p. 31 — *Experiența privind recondiționarea pieselor batiului utilajului de laminare*, p. 33 — *Mecanizarea lucrărilor de reparare a căptușelii cuptoarelor adînci de încălzire ale Uzinei metalurgice din Zapadno-Sibirsk*, p. 34 — *Mărirea rezistenței cilindrilor la bluminguI de 1120*, p. 36 — *Perfecționarea arzătoarelor GNP*, p. 37 — *Încărcarea prin sudură a cilindrilor laminoarelor de tablă la cald, cu sîrmă din pulberi*, p. 39— *Mărirea rezistenței poansoanelor*, p. 40 — *Activitatea stației de protecție contra gazelor, privind îmbunătățirea condițiilor de muncă în uzinele metalurgice*, p. 41 — *Funcțiile, structura și numărul serviciilor de dirijare a calității producției*, p. 45.

Iz. V.U.Z. Ciornaia metallurghiia, U.R.S.S., nr. 7, 1980

Calculul termodinamic al diagramei de stare fier-azot, p. 5 — *Activitatea carbonului în sistemul* $CH_4 - H_2 - CO_2 - CO_2 - H_2O - N_2$, p. 9 — *Conferinţa internaţională privind chimia fizică a proceselor de elaborare a oţelului (Franţa, Versailles, 23—25 oct., 1978)*, p. 12 — *Particularităţile durificării peletelor din minereu de fier din concentratul de Nijniaia Slama*, p. 17 — *Bazele dinamicii granulării încărcăturii de aglomerare*, p. 21 — *Experiment semiindustrial privind calcinarea peletelor din concentratul de la Combinatul de îmbogăţire a minereului din Lebedinsk cu un adaos recirculat*, p. 24 — *Studierea procedeelor de elaborare în convertizor în cazul suflării băii printr-o lance cu mai multe orificii*, p. 27 — *Particularităţile comportării componentelor băii convertizorului cu oxigen în prima perioadă a suflării*, p. 30 — *Alegerea compoziţiei fondantului cu conţinut de fier pentru covertizor*, p. 34 — *Modelul matematic al curgerii metalului în canalul instalaţiei de turnare a oţelului avîndu-se în vedere cavitaţia gazoasă*, p. 36 — *Analiza curbei de dezoxidare*, p. 40 — *Instalaţia de modelare hidraulică a procesului de degazare în cuptorul cu inducţie în vid*, p. 44 — *Reprezentarea grafică a procesului de laminare*, p. 49 — *Pasul avansului la laminarea elicoidală*, p. 53 — *Viteza de curgere a metalului la laminarea elicoidală a semifabricatului rotund, masiv*, p. 56 — *Modelul interacţiunii cilindrilor focarului de deformare şi capetelor benzilor la laminarea la rece*, p. 60 — *Forţa de presare la curgerea plană*, p. 63 — *Relaxarea reţelei cristaline în cîmpul de defecte punctiforme*, p. 69 — *Metoda de autocoordonare a operatorului Hamilton, model pentru calcularea structurii de zonă a metalelor de tranziţie*, p. 74 — *Influenţa degroşării sumare asupra proprietăţilor electromagnetice ale oţelului fără siliciu, pentru dinam*, p. 79 — *Studierea transformărilor fazice în aliajele pe bază de fier şi mangan*, p. 82 — *Studierea influenţei mărimii grăunţelui asupra fluajului de scurtă durată a aliajului H2ON80*, p. 85 — *Prognozarea termodinamică a procesului de azotare la presiuni înalte*, p. 90 — *Prognozarea unor proprietăţi ale aliajelor de nichel în stare lichidă şi solidă*, p. 99 — *Studierea posibilităţilor tehnologice de reducere a pericolului silicozei cauzate de praf*, p. 101— *Formulele de calcul ale determinării coeficientului mediu al cedării căldurii prin convecţie în cuptoarele cu camere*, p. 105 — *Caracteristicile de radiaţie ale refractarelor în procesul exploatării în cuptoarele industriale*, p. 11 — *Programarea încălzirii metalului în funcţie de consumul de combustibil, avîndu-se în vedere limitele tehnologice*, p. 114 — *Studiul experimental al hidrodinamicii şi al schimbului de căldură la răcirea prin stropire a semifabricatului turnat continuu*, p. 118 — *Aprecierea exactităţii metodei electrochimice de control al oxidării metalului*, p. 123 — *Modelarea obiectivelor metalurgice continue cu acţiune stochastică*, p. 126—*Modelul matematic al optimizării necesarului de materie primă feroasă*, p. 129— *Anomalia tenacităţii aliajelor de Fe—C—Si*, p. 133— *Modelarea pe calculator electronic a procesului de solidificare dirijată la centrifugarea eutecticelor lichide*, p. 134 — *Structura granulometrică a peletelor*, p. 134 — *Optimizarea regimului de recirculare şi supraîncălzirea încărcăturii de aglomerare*, p. 135 — *Cîteva particularităţi ale arderii combustibilului solid sub presiune*, p. 136 — *Comportarea elementelor în timpul prelucrării în vid a oţelului 18—30 HGT*, p. 138 — *Metoda soluţionării numerice a problemelor teoriei plasticităţii*, p. 139 — *Utilizarea îndreptării prin îndoire cu întindere la fabricarea oţelului fără siliciu, pentru dinam* p. 140 — *Oxidarea internă selectivă în fază solidă a aliajelor cu nichel*, p. 141.

Iz. V.U.Z. Ciornaia metallurghiia, U.R.S.S., nr. 8, 1980

Caracterul procedeelor în perimetrul petei de umezire cu zgură a fierului lichid, p. 5 — *Influenţa regimului de călire asupra cineticii stadiului timpuriu de oxidare a oţelurilor cromitice*, p. 8 — *Studierea transportului de masă a gazelor cu două componente în fierul redus şi oxizii lui*, p. 12 — *Degradarea aglomeratelor de hematită şi magnetită la reducere*, p. 16 — *Procese de reducere în cuptorul cu cuvă pentru obţinerea directă a fierului*, p. 19 — *Repartizarea optimă a încărcăturii pe raza gurii de încărcare*, p. 23 — *Studierea experimentală a vitezei de ardere completă a carbonului în picăturile lichide de metal, care se găsesc în zgură*, p. 26 — *Studierea procedeului de laminare continuă a benzilor sudate cap la cap, cu ajutorul calculatorului electronic*, p. 30 *Modelul statistic de modificare a formei metalului la laminarea grinzilor*, p. I, p. 33— *Influenţa presiunii neuniforme asupra coeficientului de frecare la laminarea benzilor subţiri*, p. 37 — *Formule pentru determinarea reducerii relative totale a secţiunii*, p. 41 — *Tenacitatea la degradare a oţelurilor pentru şine din producţia actuală*, p. 44 — *Ecuaţiile laminării continue la rece a sîrmei în calibre cu cilindri multipli*, p. 47 — *Studierea microdistribuţiei elementelor în aliajele de Fe—C, cu ajutorul autoradiografiei electronice şi cantitative de contact*, p. 54 — *Modificări de structură după exploatarea pieselor turbinelor cu abur din oţel 15H1M1FL*, p. 59 — *Cromarea prin difuzie a oţelurilor cu carbon zincate în prealabil*, p. 62 — *Influenţa parametrilor de deformare şi temperatură ai laminării la cald asupra structurii oţelului cu conţinut mediu de carbon*, p. 68 — *Studierea procesului de cromare cu paste a oţelului cu conţinut scăzut de carbon*, p. 73 — *Fontă pe bază de carburi de crom şi vanadiu rezistentă la uzură*, p. 77 — *Studierea creşterii grăunţilor de ferită în aliajul de* $Fe + 3\%$ *Si*, p. 79 — *Determinarea puterii calorice optime a combustibilului la încălzire*, p. 84 — *Determinarea solicitărilor de temperatură în cilindru tubular cu proprietăţi variabile*, p. 88 — *Coordonarea programată în cadrul complexului oţel-laminat. Construirea programului de agregare pentru secţiile de convertizor*, p. 100 — *Elaborarea unui sistem automat de comandă a nivelului încărcăturii în buncărul intermediar al maşinii de aglomerare*, p. 106 — *Caracterul informativ al parametrilor indirecţi ai procedeului de elaborare în covertizorul cu oxigen*, p. 110 — *Determinarea analitică a rosturilor dintre elementele de etanşare laterală ale maşinilor de aglomerare de tip conveior*, p. 115 — *Supapa cu autoetanşare de reglare a debitului la furnale*, p. 119 — *Studierea scurgerii materialelor de încărcătură din buncărele utilajului de încărcare al furnalului*, p. 126 — *Planificarea lucrărilor de calcul în sectorul maşinilor cacul-perforare din cadrul Centrului de calcul al întreprinderii metalurgice*, p. 131— *Îmbunătăţirea organizării reparaţiilor de utilaje în cadrul sistemelor de producţie*, p. 138 — *Aprecierea complexă a activităţii de gestiune economică a subunităţilor de producţie din cadrul întreprinderii metalurgice*, p. 142.

Stal, U.R.S.S., nr. 8, 1980

Studierea regimului de zgură în condiţiile funcţionării furnalelor Uzinei metalurgice din Cerepoveţ, p. 654 — *Comportarea zincului în furnal* p. 659 — *Preîncălzirea încărcăturii de aglomerare cu gaz, în instalaţiile secundare de peletizare*, p. 663 — *Determinarea celui mai scăzut consum de carbon ca reducător la topirea fontei*, p. 664 — *Asimilarea producţiei de aglomerat la Fabrica de aglomerare nr. 3 a Uzinei metalurgice din Cerepoveţ*, p. 666 — *Alegerea duratei optime a perioadei de după suflare, la elaborarea oţelului slab aliat O9G2S în cuptoare tandem*, p. 668 — *Tehnologia optimă de utilizare a amestecului exotermic, termoizolant, eficient*, p. 670 — *Studiul densităţii crustei solide a lingoului din oţel necalmat*, p. 675 — *Creşterea calităţii tablei de oţel prin modificarea cu aliaje complexe*, p. 677 — *Perfecţionarea tehnologiei de turnare continuă a oţelului cu conţinut foarte scăzut de carbon*, p. 680 — *Registre de închidere în canalele verticale ale cuptoarelor tandem de elaborare a oţelului* p. 680 — *Reducerea consumurilor de materiale la elaborarea oţelului electric, la Uzina metalurgică din Cerepoveţ*, p. 682 — *Elaborarea oţelului cu conţinuturi de carbon şi azot sub 0,010%*, p. 684 — *Elaborarea oţelului în cuptoarele electrice mari, cu prelucrarea în oală cu materiale pulverulente*, p. 686 — *Regimuri de laminare la cald a benzilor*, p. 691 — *Experienţa obţinerii oţelului slab aliat, laminat la rece, pentru matriţarea la rece*, p. 693 — *Experienţa fabricării oţelului beton*, p. 696 — *Experienţa funcţionării secţiei degrosisoare a Uzinei metalurgice din Cerepoveţ*, p. 698 — *Sistemul automat de reglare a laminorului la cald*, p. 701 — *Calibrarea cilindrilor laminoarelor de sîrmă pentru fabricarea sîrmei de calitate*, p. 704— *Perfecţionarea sistemului automat de comandă a procedeelor tehnologice la laminorul de 2000, la cald, pentru bandă lată*, p. 707 — *Perfecţionarea tehnologiei de laminare la rece a benzilor, pe laminorul de 1700*, p. 709 — *Funcţionarea calculatorului la* *laminorul la rece de 1700*, p. 710 — *Perfecţionarea sistemului de răcire a cilindrilor de lucru ai grupului finisor al laminorului de 2800/1700*, p. 712 — *Selecţionarea utilajului pentru prelucrarea ţevilor şi experienţa aplicării acestuia*, p. 713 — *Fabricarea sîrmei pentru armături cu diametrul de 7,0 mm, din semifabricate pentru sîrmă patentată în colaci*, p. 717 — *Influenţa recoacerii semifabricatului turnat asupra calităţii tablei din oţel 16G2SAF*, p. 719 — *Perfecţionarea fabricării oţelului izotropic, electrotehnic, laminat la rece*, p. 721 — *Fabricarea benzilor în rulouri din noul oţel termorezistent 12HGNMF cu o rezistenţă la rupere de 700 MPa*, p. 723 — *Neomogenitatea interioară a oţelului turnat în lingouri cu masa de 9 t*, p. 724 — *Controlul nedistructiv şi statistic al proprietăţilor mecanice ale profilelor laminate*, p. 728 — *Creşterea capacităţii de lucru a cilindrilor de laminare la rece*, p. 730 — *Calculul economic în acţiune*, p. 734 — *Funcţionarea termică a cuptoarelor de încălzire cu vatră păşitoare ale laminorului de 2000 pentru bandă lată*, p. 736 — *Perfecţionarea sistemului de încălzire al cuptoarelor tandem pentru elaborarea oţelului*, p. 741 — *Utilizarea suprapresiunii gazului de furnal pentru producerea energiei electrice*, p. 742.

Stal, U.R.S.S., nr. 9, 1980

Sistem automatizat de prognozare a conţinutului de siliciu în fontă şi experienţa de exploatare a acestuia la Combinatul metalurgic din Magnitogorsk, p. 751 — *Consumul minim de carbon la elaborarea fontei* p. 754 — *Stabilitatea compoziţiei chimice a fontei*, p. 757 — *Influenţa construcţiei lăncii de suflare asupra indicilor de elaborare în convertizor*, p. 758 — *Îmbunătăţirea calităţii lingoului din oţel necalmat de convertizor*, p. 763 — *Cercetarea experimentală a interacţiunii electrice dintre crusta lingoului şi pereţii cristalizorului*, p. 765 — *Modelarea matematică a elaborării oţelului în convertizor*, p. 767 — *Mărirea rezistenţei paharelor de la oalele intermediare ale maşinilor de turnare continuă a semifabricatelor de la uzina Azovstal*, p. 768 — *Influenţa regimului termic de elaborare şi turnare a oţelului H12 asupra calităţii lui*, p. 772 — *Direcţiile principale ale afinării oţelului în afara cuptorului şi influenţa acesteia asupra îmbunătăţirii calităţii metalului*, p. 774 — *Particularităţile afinării în afara cuptorului a oţelului slab aliat de construcţii pentru tablă elaborat în cuptoare Martin de mare capacitate*, p. 777 — *Elaborarea silicomanganului din minereuri şi concentrate de Kazahstan*, p. 779 — *Experienţa turnării FeSi90 pe maşina de tip conveior*, p. 782 — *Îmbunătăţirea calităţii finisării tablelor metalice*, p. 783 — *Laminarea oţelurilor şi aliajelor greu deformabile în înveliş plastic*, p. 788 — *Laminarea controlată a oţelurilor slab aliate la liniile pentru benzi late şi table groase*, p. 790 — *Exploatarea sistemelor de împingere hidraulică a cajelor şi contraîndoire a cilindrilor pe baza regulatorului de presiune fără supape*, p. 792 — *Îmbunătăţirea calităţii suprafeţei benzilor metalice*, p. 795 — *Influenţa stabilizării tensiunilor între caje asupra diferenţei de lăţime a benzilor în cadrul laminării în blocul finisor al laminorului pentru benzi late*, p. 797 — *Masă turnată ridicătoare pentru colaci*, p. 798 — *Metodologia simplificată a calculului presiunii metalului la dresare*, p. 799 — *Fabricarea ţevilor cu pereţi subţiri cu cusătură închisă în spirală*, p. 801 — *Dependenţa defectelor de suprafaţă ale ţevilor fără sudură cu pelicule interne faţă de compoziţia chimică a oţelului şi calitatea lingourilor*, p. 803 — *Deformarea longitudinală a marginilor benzii în formă de seceră la formarea în linie a ţevilor cu cusătură în spirală*, p. 804 — *Introducerea lubrifiantului Olon tehnic la trefilarea umedă a sîrmei de oţel alămite*, p. 805 — *Încălzirea electrică a conductelor prin lubrifierea cu unsoare groasă a cablurilor de oţel*, p. 808 — *Proprietăţile oţelului slab perlitic aliat economic pentru conductele de gaze cu diametru mare, utilizate la temperaturi scăzute*, p. 809 — *Călirea în cuptoare cu trecere continuă şi propulsie a oţelului neîmbătrînibil cu conţinut de carbon*, p. 813 — *Armătură de înaltă rezistenţă din oţelul 35GS durificat termic cu revenire superficială prin inducţie*, p. 815 — *Cementită în tabla din oţel cu conţinut scăzut de carbon laminată la rece*, p. 818 — *Posibilitatea înlăturării fragilităţii la cald a oţelurilor martensitice îmbătrînibile*, p. 820 — *Coordonarea lucrărilor din cadrul producţiei de fontă de furnal şi de aglomerate*, p. 821 — *Sistemul automatizat de ramură pentru calculele de plan privind producţia de metal*, p. 824 — *Planificarea economiilor obţinute prin reducerea costului producţiei*, p. 826 — *Regimul de recoacere al oţelurilor pentru rulmenţi în cuptoare cu trecere continuă şi atmosferă de protecţie pe bază de azot şi hidrogen inert*, p. 829 — *Temperatura călăreţilor în cuptoare cu grinzi păşitoare*, p. 833 — *Protecţia naturii la uzina Azovstal*, p. 834.

Wiadomosci Hutnicze, Polonia, nr. 6, 1980

Producţia de feroaliaje şi modificatori introduşi în oţel, p. 165 — *Oţel austenito-feritic rezistent la acţiunea apei de mare*, p. 172 — *Influenţa deformării plastice la temperaturi scăzute asupra compoziţiei de fază şi a proprietăţilor mecanice ale oţelului 18—8*, p. 175 — *Influenţa condiţiilor tehnologice asupra proprietăţilor magnetice ale oţelurilor nemagnetice elaborate sub vid, produse în Polonia*, p. 179 — *Aliajul sinterizat zinc-plumb şi reducerea lui în procesul ISP*, p. 183.

Wiadomosci Hutnicze, Polonia, nr. 7, 1980

Oţeluri austenitice nemagnetice întărite prin precipitare, p. 205 — *Estimarea oţelurilor de scule pentru utilizări la cald pe baza proprietăţilor determinate cu ajutorul încercărilor statistice de tracţiune şi rezilienţă*, p. 212 — *Influenţa granulaţiei diferite şi a mărimii grăuntelui asupra rezilienţei oţelurilor de construcţii*, p. 219 — *Analiza consumului de energie excesiv al proceselor de producţie siderurgice*, p. 223 — *Influenţa normalizării asupra calităţii produselor metalurgice*, p. 227.

Hutnik, Polonia, nr. 7, 1980

Analiza pierderilor de fier la turnarea fontelor de afinare şi de turnătorie pe maşini de turnare, p. 261 — *Probleme legate de elaborarea oţelului de şine cu înalte proprietăţi de rezistenţă în convertizoare de 300 t*, p. 266 — *Influenţa deformării plastice la rece şi a tratamentului termic ulterior asupra structurii oţelului Fermanal înalt aliat cu mangan-aluminiu de marcă 60G3019*, p. 272 — *Modelarea procesului de gazificare a combustibilului solid*, p. 277 *Contribuţii la determinarea sodiului, potasiului şi zincului în minereurile de fier şi aglomerate prin metoda spectrometriei atomice prin absorbţie*, p. 278 — *Probleme alese privind conducerea şi dirijarea producţiei în siderurgie cu ajutorul calculatoarelor numerice*, p. 283 — *Exigenţe de calitate privind sîrma laminată din oţel destinată cablurilor miniere moderne*, p. 288.

Neue Hütte, R.D.G., nr. 7, 1980

Oţel placat cu cupru pentru elemente de construcţie electrice, p. 241 — *Comportarea la sinterizare a pulberilor activate mecanic pentru fabricarea filtrelor*, p. 244 — *Utilizarea metodelor de prelucrare cu viteză mare pentru compactarea pulberilor*, p. 248 — *Influenţa deformării la cald asupra structurii reale la tratamentul termomecanic la temperatură înaltă a oţelului*, p. 251 — *Contribuţie la relaţia între granulaţie, rezistenţă la tracţiune, duritate şi exponentul de solidificare*, p. 256 — *Formarea şi creşterea straturilor de carbură de vanadiu în cazul acoperirii cu vanadiu a oţelurilor de scule*, p. 259 — *Structura şi tensiunile interne ale straturilor de carbură de titan depuse pe oţelurile de scule*, p. 263 — *Compararea proprietăţilor oţelurilor rezistente la coroziune cu cele rezistente la intemperii*, p. 266.

Neue Hütte, R.D.G., nr. 8, 1980

Cercetări asupra utilizării diagnosticii tehnice la instalaţiile metalurgice, p. 281 — *Estimarea zgomotului în apropierea instalaţiilor industriale mari*, p. 284 — *Controlul tragerii minime la laminoarele de mare productivitate*, p. 287 — *Un nou laminr la rece pentru fabricarea ţevilor*, p. 292 — *Calcularea răcirii profilelor uşoare şi sîrmei pe paturi de răcire*, p. 299 — *Influenţa factorului de viteză asupra procesului de recristalizare la deformarea cu viteze mari*, p. 306.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 16, 1980

Oţelării cu insuflare de oxigen în R.P.Polonă, p. 873 — *Sisteme de răcire închise în industria siderurgică*, p. 880 — *Model matematic pentru schimbul de radiaţii în cuptoarele încălzite cu combustibil* *şi aplicarea sa la calcularea cîmpurilor de temperatură în cuptoarele cu propulsie*, p. 887 — *Cercetarea distribuţiei temperaturii în pereţii unei calote de la un cuptor de încălzire cu diferite tipuri de arzătoare*, p. 894 — *Căptuşeala convertizoarelor AOD la Thyssen Edelstahlwerke-Krefeld, R.F.G.*, p. 898 — *Baza uzării materialelor refractare în cuptorul electric cu arc*, p. 901.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 17, 1980

Posibilităţile şi limitele deformării în direcţia lăţimii, în cazul laminării la cald a produselor plate, p. 937 — *Utilizarea microprocesoarelor la cuptoarele de recoacere cu clopot*, p. 950 — *Dezvoltarea producţiei de burete de fier pe plan mondial*, p. 958 — *Cercetări asupra descompunerii aglomeratului la temperatură joasă*, p. 973 — *Cocs pentru industria siderurgică a R.G.F.*, p. 982 — *Progrese recente în domeniul elaborării oţelului cu insuflare de oxigen*, p. 998 — *Retopirea electrică sub zgură a lingourilor grele cu conţinut redus de aluminiu, utilizînd curent de joasă frecvenţă*, p. 1012.

Siderurgia Latinoamericana, Chile, nr. 240, 1980

Prima fază a planului de expansiune a uzinei ACESITA din Brazilia, p. 24 — *Utilizarea modelelor matematice în procesul planificării producţiei la C.V.G. Sidor C.A.*, p. 40 — *Optimizarea consumului de energie în industrie; abordarea sistemică aplicată la siderurgia latinoamericană*, p. 44 — *Fabricarea oţelurilor cu rezistenţă înaltă, normale şi microaliate pentru beton armat*, p. 58.

Siderurgia Latinoamericana, Chile, nr. 242, 1980

Panorama siderurgiei latinoamericane şi mondiale, p. 18 — *Disponibilităţile de resurse pentru dezvoltarea industriei siderurgice vor fi examinate în ILAFA-21*, p. 29 — *Legislaţie pentru promovarea industriei şi siderurgiei în Brazilia*, p. 44 — *Profilul centrului de cercetări carbonifere-siderurgice (CICASI)*, p. 49 — *Utilizarea integrală a cilindrilor pentru laminarea la rece*, p. 59.

Bollettino Tecnico Finsider, Italia, nr. 386, mai-iunie, 1980

Controlarea prin calculator a laminorului la rece Italsider din Novi Ligure, p. 179 — *Dezvoltarea şi aplicarea unor metodologii avansate în proiectarea lingotierelor la Italsider-Trieste*, p. 188 — *Realizarea funcţiei de control al formării zgurei cu ajutorul unei sonde accelerometrice la oţelăria nr. 2 de la centrul siderurgic Italsider din Taranto*, p. 199 — *Tuburi pentru centrale nucleare. Caracteristici şi probleme cunoscute, realizare şi graniţa de calitate*, p. 206.

Przeglad Odlewnictwa, Polonia, nr. 6, 1980

Rafinarea sub vid a aliajului AK9L, p. 161 — *Posibilităţile profilacticii ecologice în industria turnătoriei*, p. 165 — *Utilizarea pompelor magnetodinamice pentru dozarea fontei lichide în producţia de serie a pieselor turnate*, p. 167 — *Tîrgul GIFA'79, p.a. 4-a. Umplerea formelor cu metal lichid. Metode speciale de turnare*, p. 170 — *Durabilitatea formelor de turnare sub presiune*, p. 176 — *Utilizarea oţelului de turnătorie hipereutectic la fabricarea pieselor rezistente la uzură*, p. 181 — *Turnarea în cochilii a aliajelor feroase. Rrealizările anului 1978*, p. 185.

Ogneupori, U.R.S.S., nr. 8, 1980

Fabricarea pieselor pentru oale cu utilizarea bauxitelor din zăcămîntul de la Severo-Onej, p. 4 — *Fabricarea încălzitoarelor electrice din carborund la Uzina de produse refractare din Zaporoje*, p. 9 — *Stabilirea preţurilor cu ridicata la refractarele de calitate superioară*, p. 12 — *Mecanismul formării depunerilor de praf pe suprafeţele de încălzire ale cazanelor recuperatoare ale cuptoarelor rotative, în cazul arderii magnezitei brute şi a magneziei caustice*, p. 17 — *Mori de o nouă construcţie pentru măcinarea fină*, p. 25 — *Studierea construcţiilor căptuşelilor din pîslă cu conţinut mare de alumină*, p. 27 — *Proba industrială a plăcilor compuse, cu cuzineţi de bazilit şi cu bucşe pentru încălzitoarele cu serlar*, p. 31 — *Analiza comportării încălzitoarelor electrice din carborund*, p. 35 — *Studierea căptuşelii cuptorului pentru topirea electrocorundului şi a propunerii de reconstrucţie a băii*, p. 39 — *Determinarea presiunilor termice în pereţii de refractare*, p. 43 — *Aglomerarea materialelor refractare pe bază de oxid de staniu, în funcţie de presiunea parţială a oxigenului în mediul gazos*, p. 48 — *Utilizarea polimerilor silico-organici în tehnologia refractarelor cu corindon*, p. 51 — *Cîteva caracteristici de rezistenţă ale ceramicii din sticlă de cuarţ*, p. 55 — *Protejarea sistemului hidraulic al hidrostatului, împotriva impurificării şi a uzurii*, p. 59 — *Refractarele în anii 80, în Anglia*, p. 60.

Refrattari, Italia, nr. 7, ian-apr., 1980

Utilizarea dopurilor poroase şi a duzelor imersate în elaborarea oţelurilor cu caracteristici superioare, p. 465 — *Corodarea diferitelor produse refractare de către sticla albă-opal*, p. 475 — *Căptuşeli refractare pentru cuptoare incineratoare utilizate pentru deşeuri urbane*, p. 487.

E 5280

INDEXUL ARTICOLELOR APĂRUTE ÎN ANUL 1980

COCS—CĂRBUNOASE

Analiza automată continuă a oxigenului în gazul de cocs brut (nr. 10) 548
Calculul deschiderii fantei de aer la supapele bateriilor de cocsificare (nr. 9) 490
Caracteristicile lianților pentru producerea cocsului brichete ICEM (nr. 7) 329
Cauzele blocării piloților de cocs în camerele de cocsificare (nr. 9) 449
Cercetări privind reducerea consumului de energie electrică la grafitarea produselor cărbunoase (nr. 10) 530
Noi aspecte în dezvoltarea procedeelor de fabricare a cocsului (nr. 5) 221
Posibilități de conversie a gazului de cocserie în gaz reducător, în vederea utilizării în siderurgie (nr. 6) 310
Posibilități de creștere a participației cărbunilor indigeni în rețetele șarjelor pentru producerea cocsului metalurgic (nr. 12) 668
Preîncălzirea șarjei de cărbune la încărcarea cuptoarelor de cocsificare. Posibilități de aplicare la Uzina cocsochimică C. S. Galați (nr. 6) 315
Proprietățile gazodinamice ale cocsului metalurgic — criterii de calitate (nr. 11) 561
Proprietățile fizico-mecanice și rezistența hidraulică a cocsului de schip pe fracțiuni granulometrice (nr. 12) 625
Regimul termohidraulic al colectorului de gaz brut de la bateriile de cocsificare (nr. 4) 173
Strategia experimentală în studiul și elaborarea rețetelor pentru produse cărbunoase (nr. 10) 535

AGLOMERARE—FURNALE

Aspecte energetice și economice ale utilizării peletelor prereduse în furnal (nr. 12) 631
Aspecte tehnice ale unei politici energetice a elaborării fontei în furnal (nr. 5) 229
Aspecte energetice ale insuflării aerului la furnale (nr. 6) 281
Aspecte energetice ale ansamblului furnale-suflante (nr. 8) 385
Experimentări privind utilizarea peletelor din cenuși de pirită în furnale (nr. 3) 109
Producerea aglomeratului cu bazicitate ridicată (nr. 9) 445
Tehnologie de funcționare cu aer îmbogățit în oxigen la producerea fontei (nr. 2) 61
Unele aspecte tehnologice la utilizarea în furnal a minereurilor mărunte (nr. 3) 113

METALURGIE NEFEROASĂ EXTRACTIVĂ

Cercetări privind folosirea aerului îmbogățit în oxigen la topirea în suspensie (nr. 8) 429
Considerații privind metalurgia metalelor neferoase și rare în R.S.R. (II) (nr. 5) 263
Considerații privind intensificarea topirii pentru mată în pirometalurgia cuprului (nr. 5) 270
Dezvoltarea metalurgiei metalelor neferoase și rare în R. S. România (I) (nr. 4) 205
Echilibrul fazic în sistemele sulfuroase la topirea concentratelor cuproase într-un singur agregat (nr. 3) 148
Germinarea SO$_2$ în băile de zgură-mată și pierderile de cupru în zgure (nr. 4) 201
Prevederile și tendințele dezvoltării metalurgiei metalelor neferoase și rare în R.S.R. (III) (nr. 7) 368
Un nou model termodinamic privind repartiția cuprului la topirea continuă (nr. 2) 66

OȚELURI. ELABORARE, PROPRIETĂȚI, UTILIZARE

Aspecte privind comportarea la cald și după sudare a oțelurilor inoxidabile austenitice, asimilate în R.S.R. (nr. 11) 585
Cercetări privind influența solicitărilor termice și mecanice asupra transformărilor structurale ale oțelului termorezistent 12HlMF (nr. 4) 176
Cercetări experimentale asupra corelației dintre modificările structurale și caracteristicile mecanice la oțelul slab aliat termorezistent 12HlMF (nr. 5) 240
Cercetări pe model privind influența regimului de suflare a oxigenului asupra scoaterii de oțel lichid la convertizoarele de oxigen (nr. 7) 334
Cercetarea comportării la tracțiune a oțelului marca OL45A (nr. 9) 459
Cercetări asupra caracteristicilor mecanice și structurale ale oțelului austenitic 7MoNCl70 folosit în criogenie (nr. 10) 501
Determinarea vanadiului din oțeluri pentru scule prin metoda cinetică (nr. 4) 181
Modificări structurale în oțelurile prelucrate cu flux de electroni (nr. 7) 348
Natura și dispersia incluziunilor nemetalice în oțelurile pentru rulmenți, elaborate în cuptoare electrice de 50 t (nr. 8) 395
Natura și dispersia incluziunilor nemetalice în oțelurile pentru construcții, elaborate în cuptoare electrice de 50 t (nr. 11) 567
Posibilități de fabricație a oțelului marca OLC45AT în cuptoare electrice de 100 t (nr. 7) 338
Stabilirea curbei de presare la fabricarea formatelor pentru înzidirea oalei de turnare (nr. 12) 647
Studiul interacțiunii oțel lichid-refractar prin măsurători de tensiuni interfaciale (nr. 8) 389
Studiul cinetic al sistemului tropeolină O — bromat de potasiu — V^{5+} aplicat la determinarea microcantităților de vanadiu din oțeluri (nr. 8) 413

DEFORMĂRI PLASTICE

Aspecte ale calității cusăturii țevilor sudate prin inducție (nr. 6) 296
Aspecte tehnice și economice ale unei politici independente energetice la fabricația de țevi la Întreprinderea de țevi Republica-București (nr. 12) 643
Cercetări privind influența regimurilor de laminare la rece asupra proprietăților mecanice și tehnologice ale tablelor inoxidabile de tip feritic și austenitic (nr. 2) 72
Cercetări privind prelucrabilitatea prin ambutisare a tablelor subțiri pentru caroserii auto (nr. 7) 344
Considerații cu privire la deformarea și ruperea aliajelor de titan (nr. 5) 251
Influența vitezei de deformare asupra comportării la deformare plastică a titanului (nr. 3) 153
Modelarea matematică a procesului de răcire programată și dirijată a benzilor laminate la cald (nr. 11) 579
Optimizarea parametrilor tehnologici la tragerea țevilor pe dorn flotant (nr. 8) 408
Recuperarea resurselor energetice secundare la secțiile de trefilare (nr. 10) 522
Tendințe noi în fabricarea benzilor din oțel pentru ambutisare. Benzi pentru ambutisare cu rezistență ridicată, de tip bifazic și benzi pentru ambutisare foarte adîncă stabilizate interstițial, recoapte continuu (nr. 3) 158
Tragerea țevilor pe dorn flotant. Echilibrul dinamic al dornului (nr. 6) 283

TURNĂTORIE

Alegerea procedeului de topire a fontei în turnătorii (nr. 7) 362
Amestecuri de formare cu autoîntărire pe bază de ciment (nr. 12) 650
Analiza energetică comparativă privind topirea în cubilou și în cuptor electric prin inducție a fontei pentru turnarea în piese (nr. 10) 544
Cercetări privind comportarea la oxidare și șoc termic a fontelor cu grafit vermicular (nr. 3) 134
Cercetări privind creșterea durabilității cochilelor pentru turnarea bronzurilor cu aluminiu (nr. 11) 611
Comportarea la oxidare a fontelor cenușii, utilizate la turnarea lingotierelor mari (16—25 t) (nr. 11) 601

Contribuţii la dezvoltarea procedeului de formare în vid (nr. 8) . . . 424
Despre condiţiile obţinerii fontelor cu grafit nodular feritice în stare brut turnată (nr. 2) . . . 76
Elaborarea modificatorilor pe bază de nichel în cuptoare cu creuzet (nr. 2) . . . 89
Executarea în construcţie tip cheson a ramelor de formare pentru piese turnate grele (nr. 4) . . . 184
Fabricarea fontelor cu grafit vermicular, cu controlul şi corectarea operativă a formei grafitului (nr. 3) 124
Indici granulometrici numerici pentru caracterizarea amestecurilor granulare plastice şi unele aplicaţii la amestecurile de formare sintetice, mono- şi biclase (nr. 10) . . . 505
Încercări experimentale de îmbunătăţire a aşchiabilităţii fontelor albe prin aliere cu cupru (nr. 3) 141
Microalierea cu mişmetal a alamelor cu plumb în vederea îmbunătăţirii prelucrabilităţii prin aşchiere (nr. 10) . . . 526
Microalierea cu crom, în strat superficial, a pieselor din fontă cenuşie (nr. 12) . . . 656
Miezuri solubile în apă folosite la turnarea aliajelor (nr. 11) . . . 597
Plăci model tipizate, cu schimbare rapidă, pentru maşinile de format tip MF. 11—MF. 13—MF. 22 (nr. 7) . . . 364
Recondiţionarea unor piese din fontă (nr. 12) . . . 664
Tehnologia de desulfurare a fontelor în afara agregatului de elaborare, într-o instalaţie cu agitare (nr. 7) . . . 372
Turnarea pieselor grele din fontă pentru maşini-unelte, prin bazine de mare capacitate (nr. 2) . . . 87
Turnarea concentrică a pieselor de tip bucşă executate din bronz (nr. 6) . . . 299
Unele consideraţii privind formarea şi turnarea în amestec crud a carcaselor de motoare electrice (III) (nr. 5) . . . 245
Unele consideraţii privind cinetica arderii carbonului şi siliciului în cuptoarele cu inducţie cu căptuşeală acidă (nr. 12) . . . 660

METALURGIE FIZICĂ. TRATAMENTE TERMICE ŞI TERMOCHIMICE. STUDIUL METALELOR

Aspecte privind tratamentul termochimic de borosulfizare în băi de joasă temperatură (nr. 9) 473
Cercetări privind influenţa cobaltului asupra proprietăţilor aliajelor Cu—Cr—Zr (nr. 9) . . . 478
Cercetări privind tratamentul termic final al pieselor turnate din oţeluri slab aliate, utilizate la instalaţiile de foraj funcţionînd la temperaturi scăzute (nr. 10) . . . 513
Consideraţii privind realizarea revenirii diferenţiate la oţelul VM18 (nr. 9) . . . 465
Controlul metalografic al îmbinărilor sudate (nr. 8) . . 416
Criterii de apreciere a calităţii produselor din aliaje de aluminiu deformabile (nr. 4) . . . 190
Formarea aspectului structural martensitic. Coagularea fazelor precipitate. Rolul autodifuziei matricei aliajului în procesele termofizice (nr. 4) . . . 186
Mecanismul borizării în băi lichide de sticlă (nr. 2) 97
Studiul călibilităţii oţelului de marca OLC45AT, elaborat în cuptoare Martin (nr. 3) . . . 118
Studiul punctelor critice de transformare în stare solidă ale oţelului marca OLC45AT (nr. 5) . . 234
Studiul călibilităţii oţelului de marcă OLC45AT elaborat în cuptoare electrice (nr. 8) . . . 408

TEHNICA DE CALCUL

A VI-a Conferinţă internaţională a ţărilor membre ale CAER şi R.S.F.I. pentru automatizarea proceselor de producţie şi a conducerii în siderurgie (nr. 1) . . . 5
Aspecte metodologice privind utilizarea limbajului LDS la proiectarea asistată de calculator a sistemelor informatice (nr. 1) . . . 12
Gestiunea datelor privind caracteristicile tehnice constructive ale componentelor utilajelor tehnologice (nr. 1) . . . 41
Gestiunea datelor privind caracteristicile tehnologice ale componentelor utilajelor metalurgice (nr. 1) 44
Model matematic şi algoritm pentru determinarea claselor disjuncte într-o matrice tehnologică (nr. 1) 17
Model matematic privind reducerea consumului de energie electrică la laminoarele pentru sîrmă (nr. 1) . . . 20
Metode de interpretare statistico-matematică cu ajutorul tehnicii moderne de calcul (nr. 6) . . . 308
Optimizarea încărcării capacităţii de producţie a unui laminor de tablă groasă (nr. 1) . . . 28
Prelucrarea automată a datelor privind evidenţa avariilor la utilajele tehnologice (nr. 1) . . . 37
Prelucrarea mecanizată a documentaţiei tehnice pentru întreţinere, reparaţii şi fabricaţia pieselor de schimb la C.S.G. (nr. 1) . . . 52
Programarea şi urmărirea producţiei de ţevi la Întreprinderea de ţevi „Republica" — Bucureşti (nr. 1) . . . 32
Programarea, cooperarea interuzinală, lansarea şi urmărirea fabricaţiei pieselor de schimb (nr. 1) . . 39
Sisteme informatice integrate de conducere a producţiei şi a proceselor tehnologice (nr. 1) . . . 10
Sistemul de codificare şi modul de întocmire a tehnologiilor pentru întreţinerea preventivă la utilajele metalurgice din dotarea C. S. Galaţi (nr. 1) 50
Sistemul de conducere a întreţinerii utilajelor tehnologice cu ajutorul calculatorului electronic în întreprinderile metalurgice din Republica Socialistă Cehoslovacă (nr. 4) . . . 209
Situaţia utilizării fondului de timp la utilajele metalurgice (tablou de bord) (nr. 1) . . . 26
Utilizarea tehnicii moderne de calcul la întocmirea bilanţurilor electrice reale (nr. 9) . . . 485
Variantă de model pentru conducerea activităţilor de întreţinere funcţională a utilajelor metalurgice (nr. 1) . . . 22
Variantă de model pentru conducerea activităţilor de întreţinere funcţională a utilajelor metalurgice (nr. 5) . . . 255

METALURGIA PULBERILOR

Aspecte privind sinterizarea carburilor metalice (nr. 6) 301
Rezistivitatea electrică — parametru semnificativ pentru funcţia de contact electric şi indicator al gradului de sinterizare în pseudoaliajele wolfram-argint pentru contacte electrice (nr. 4) 196

DIVERSE

Calcularea bilanţului energetic al cuptoarelor cu combustie folosind puteri termice (nr. 2) . . . 94
Cercetări experimentale privind calitatea structurilor încărcate pentru recondiţionarea unor piese din industria materialului rulant (nr. 3) . . . 145
Cercetări privind producerea şi utilizarea catalizatorilor în procesele de obţinere a gazelor reducătoare (nr. 9) . . . 454
Cinetica adsorbţiei carbonului şi azotului la carbonitrurarea în endogaz cu adaosuri de amoniac (nr. 9) . . . 468
Consideraţii practice de recondiţionare a cilindrilor de laminor în unităţile metalurgice (nr. 5) . . . 266
Creşterea duratei de funcţionare a utilajului de turnare (nr. 8) . . . 421
Creşterea gradului de utilizare a maşinilor-unelte şi utilajelor metalurgice (nr. 9) . . . 482
Începuturile producţiei de fontă în împrejurimile Hunedoarei (II) (nr. 2) . . . 100
Unele consideraţii privind prelucrarea metalelor cu ajutorul benzilor abrazive (nr. 10) . . . 539
Unele modalităţi practice de abordare a calculului durabilităţii componentelor utilajelor metalurgice (nr. 11) . . . 592
Utilizarea oalelor torpedo la transportul fontei lichide (nr. 12) . . . 637

ÎNDEX ALFABETIC PE AUTORI 1980

A

Adrian, M.: nr. 2, p. 72
Albăstroiu, P.: nr. 6, p. 310
Alexandrescu, A.: nr. 9, p. 454
Alexandrescu, Stela: nr. 8, p. 395; nr. 11, p. 567
Anastasescu, M.: nr. 4, p. 196
Atanasiu, N.: nr. 3, p. 153; nr. 4, p. 190; nr. 5, p. 251; nr. 6. p. 283; nr. 8, p. 408

B

Barbu, I.: nr. 5, p. 221; nr. 7, p. 329
Baroncea, E.: nr. 8, p. 395; nr. 11, p. 567
Bocean, V.: nr. 3, p. 109
Bohosievici, N.: nr. 6, p. 296
Bostan, I.: nr. 9, p. 490

C

Catrinoiu, C.: nr. 3, p. 118; nr. 5, p. 234; nr. 7, p. 338; nr. 8, p. 404; nr. 9, p. 459
Cândea, S.: nr. 12, p. 637
Cernea, N.: nr. 3, p. 145
Ciucu, I.: nr. 1, p. 20; nr. 6, p. 308; nr. 9, p. 485; nr. 10, p. 536
Ciucu, Victoria: nr. 1, p. 20; nr. 6, p. 308; nr. 9, p. 485; nr. 10, p. 530, p. 536
Chindler, N.: nr. 2, p. 100
Chişamera, M.: nr. 3, p. 134
Cîrstea, V.: nr. 1, p. 12
Cohn, E.: nr. 11, p. 597, nr. 12, p. 650
Constantin, I.: nr. 2, p. 66; nr. 3, p. 148
Costache, D.: nr. 4, p. 181; nr. 8, p. 413
Costache, Georgeta Mariana: nr. 4, p. 181; nr. 8, p. 413
Crăciun, Şt.: nr. 3, p. 124
Crăciunaş, S.: nr. 1, p. 17
Cristea, I.: nr. 2, p. 76
Cristescu, M.: nr. 1, p. 28
Cutuca, C.: nr. 6, p. 310

D

Deaconescu, Fl.: nr. 12, p. 637
Diaconu, I.: nr. 2, p. 76
Dina, Vasilica: nr. 6, p. 288; nr. 7, p. 334
Dinescu, L.: nr. 3, p. 124; nr. 7, p. 372; nr. 8, p. 424
Dinescu, R.: nr. 7, p. 356; nr. 8, p. 389
Dobrescu, Edith: nr. 11, p. 567
Dobrescu, Gr.: nr. 6, p. 299
Drosu, Maria Antoaneta: nr. 4, p. 196
Ducman, L.: nr. 2, p. 61
Dulămiţă, T.: nr. 11, p. 611

E

Eichert, R.: nr. 4, p. 176

F

Farbaş, N.: nr. 8, p. 416
Filipescu, R.: nr. 12, p. 656
Firescu, V.: nr. 12, p. 668
Fleşer, Tr.: nr. 4, p. 176; nr. 5, p. 240; nr. 6, p. 291
Florian, E.: nr. 9, p. 468
Forizs, Şt.: nr. 11, p. 561; nr. 12, p. 625

G

Georgescu, Al.: nr. 7, p. 334
Ghenci, M.: nr. 1, p. 32
Gherasim, T.: nr. 5, p. 229; nr. 6, p. 281; nr. 8, p. 385; nr. 12, p. 631, p. 643
Ghica, Victoria: nr. 5, p. 221
Giosanu, Eugenia: nr. 1, p. 39
Gorie, M.: nr. 1, p. 26, p. 44
Groza Ioana: nr. 11, p. 611
Grasoi, I.: nr. 9, p. 445
Gustă, R.: nr. 2, p. 72

H

Hacman, A.: nr. 7, p. 372; nr. 8, p. 424
Hătărăscu, Ov.: nr. 9, p. 454
Horga, M.: nr. 2, p. 87; nr. 4, p. 184; nr. 7, p. 364

I

Iacob, I.: nr. 9, p. 490
Iacoban, I.: nr. 2, p. 61
Iacomi, Felicia: nr. 6, p. 296
Ienciu, M.: nr. 9, p. 478; nr. 10, p. 526
Ieremia, A.: nr. 6, p. 291
Ionescu, C.: nr. 8, p. 395
Itu, I.: nr. 9, p. 445
Ivanoff, Gh.: nr. 11, p. 585

J

Jula, Gh.: nr. 9, p. 478

K

Kelemen, F.: nr. 11, p. 601

L

Lammert, Fr.: nr. 9, p. 465
Lazăr, I.: nr. 2, p. 100
Luchian, Gr.: nr. 9, p. 482

M

Magda, I.: nr. 12, p. 664
Marcu, M.: nr. 10, p. 513
Marinescu, Daniela: nr. 9, p. 478; nr. 10, p. 526
Marinescu, N.: nr. 10, p. 530
Mazur, Margareta: nr. 11, p. 561; nr. 12, p. 625
Mircescu, I.: nr. 9, p. 490; nr. 10, p. 548
Mitelea, I.: nr. 10, p. 501
Moldovan, P.: nr. 9, p. 478; nr. 10, p. 526
Murguleţ, N.: nr. 6, p. 288; nr. 7, p. 334

N

Negrea, I.: nr. 10, p. 539
Nedeff, I.: nr. 3, p. 141
Nicoară, D.: nr. 7, p. 344
Nicolae, A.: nr. 2, p. 94; nr. 3, p. 141; nr. 6, p. 288; nr. 7, p. 334

O

Oprea, G.: nr. 7, p. 356; nr. 8, p. 389
Oprea, Fl.: nr. 2, p. 66; nr. 3, p. 148; nr. 4, p. 205; nr. 5, p. 263; nr. 7, p. 368
Orosz, Ruxandra: nr. 6, p. 310
Ovezea, I.: nr. 7, p. 344

P

Panait, N.: nr. 10, p. 526
Pancu, C.: nr. 7, p. 362; nr. 10, p. 544
Panţiru, N.: nr. 4, p. 196
Pascu, R.: nr. 4, p. 176; nr. 5, p. 240; nr. 8, p. 416

Paşcu, D.: nr. 1, p. 46
Pavel, N.: nr. 1, p. 22; p. 26; p. 50; p. 52; nr. 4, p. 209; nr. 5, p. 255; nr. 6, p. 304; nr. 11, p. 592
Păsărică, Victoria: nr. 8, p. 395; nr. 11, p. 567
Petrescu, L,: nr. 1, p. 5
Petrescu, P.: nr. 5, p. 229; nr. 6, p. 281; nr. 8, p. 385
Petrescu, V.: nr. 12, p. 650
Pilly, N.: nr. 3, p. 113
Piţigoi, B.: nr. 11, p. 579
Pînzaru, V.: nr. 6, p. 296
Pîrvu, Gh.: nr. 3, p. 158
Popescu, Al.: nr. 1, p. 10
Popescu, Mihaela: nr. 3, p. 124
Popovici, M.: nr. 8, p. 424
Popovici, R.: nr. 11, p. 597
Popovici, Vl.: nr. 3, p. 145
Poşircă, I.: nr. 8, p. 395; nr. 11, p. 567
Preduţ, Maria: nr. 1, p. 39

R

Raşeev, D.: nr. 10, p. 513
Riposan, I.: nr. 2, p. 89; nr. 3, p. 134; nr. 11, p. 601; nr. 12, p. 656
Roman, Irina: nr. 2, p. 61
Roman, P.: nr. 4, p. 196
Roşoagă, M.: nr. 4, p. 173; nr. 6, p. 315; nr. 9, p. 449
Rozolimo, Paulina: nr. 9, p. 454
Rus, D.: nr. 11, p. 561; nr. 12, p. 625

S

Salanţi, A.: nr. 10, p. 548
Sava, Elena: nr. 7, p. 329
Sârbu, N.: nr. 3, p. 109; nr. 9, p. 445
Schneider, G.: nr. 9, p. 485
Selescu, Rodica: nr. 1, p. 12
Sofroni, L.: nr. 3, p. 134; nr. 11, p. 597
Solacolu, Maria: nr. 2, p. 76
Spătaru, I.: nr. 2, p. 97; nr. 9, p. 473
Spoitu, C.: nr. 10, p. 530
Stama, N.: nr. 1, p. 50
Stan, I.: nr. 1, p. 52
Stezar, V.: nr. 4, p. 221
Stoica, I.: nr. 1, p. 37
Stoicoi, A.: nr. 5, p. 221
Suciu, I.: nr. 7, p. 356; nr. 8, p. 389
Szebeni, I.: nr. 10, p. 522
Szöcs, Ecaterina: nr. 5, p. 245; nr. 12, p. 660
Szöcs, Şt.: nr. 5, p. 245; nr. 12, p. 660

Ş

Şontea, S.: nr. 3, p. 145
Şuteu, V.: nr. 9, p. 485

T

Taloi, D.: nr. 2, p. 66; nr. 3, p. 148
Taţian, C.: nr. 12, p. 647
Teodorescu, M.: nr. 7, p. 344
Tenteş, Al.: nr. 5, p. 270; nr. 8, p. 429
Tilea, Gh.: nr. 12, p. 643
Toia, A.: nr. 1, p. 12, p. 17, p. 32
Toţia, Cornelia: nr. 1, p. 12
Truşculescu, M.: nr. 7, p. 348; nr. 10, p. 501
Turtă, I.: nr. 1, p. 41

Ţ

Ţibea, V.: nr. 4, p. 201
Ţocu, P.: nr. 2, p. 61

U

Udvuleanu, Anghelina: nr. 7, p. 344
Ungureanu, Olga: nr. 1, p. 26, p. 39
Urseanu, A.: nr. 2, p. 61; nr. 3, p. 109; nr. 9, p. 445

V

Vachniuc, N.: nr. 5, p. 266; nr. 8, p. 421; nr. 9, p. 482
Velincov, C.: nr. 6, p. 288
Vicol, C.: nr. 2, p. 61
Vlad, C.: nr. 3, p. 141
Vlădoiu, M.: nr. 2, p. 76
Voicu, Gh.: nr. 6, p. 288; nr. 7, p. 334

W

Wanyorek, C.: nr. 4, p. 186; nr. 10, p. 505

Z

Zamfir, Simona: nr. 11, p. 611
Zecheru, Gh.: nr. 10, p. 513

CONDIȚII DE PREZENTARE A MANUSCRISELOR PENTRU REVISTA „METALURGIA''

1. *Textul* unui articol să nu depășească 10 pagini de 2 000 semne la două rînduri.

2. Articolul se *dactilografiază* la două rînduri, pe o singură față a filei, Formulele se scriu clar, cu semnele matematice și literele conform STAS.

3. Articolul va fi însoțit de un *rezumat* pe o filă separată.

4. *Desenele* se execută în tuș pe calc. *Figurile foto* trebuie să fie clare și cu contrast pronunțat.

5. *Figurile* și *tabelele* se menționează în text. Articolul va fi însoțit de un borderou de figuri dactilografiat pe o pagină separată.

6. *Tabelele* se dactilografiază pe pagini separate (în text se va indica locul acestora).

7. *Bibliografia* se prezintă în conformitate cu STAS nr. 6158—60 :

Cărți : numele autorului, inițiala prenumelui autorului, titlul cărții (la lucrările străine se va indica titlul în original), orașul în care a apărut lucrarea, editura, anul apariției, pagina la care se trimite sau prima și ultima pagină a fragmentului.

Periodice : numele autorului, inițiala prenumelui autorului, titlul articolului (la lucrările străine se va indica titlul în original), titlul periodicului, numărul de ordine al periodicului, anul de apariție, prima și ultima pagină a fragmentului citat.

Bibliografia se va dactilografia de asemenea pe o pagină separată de text.

8. Predarea la redacție a manuscrisului dactilografiat se va face în două exemplare (un original și o copie).

Desenele pe calc și fotografiile se dau într-un singur exemplar.

9. Autorul trebuie să garanteze conținutul științific al articolului. În timpul fazelor redacționale și tipografice nu se admit intervenții în text.

10. Manuscrisele predate redacției nu se mai restituie autorului, chiar dacă nu se publică.

Materialele, prezentate conform indicațiilor de mai sus, se primesc în redacția revistei „Metalurgia'', la următoarea adresă :

ICEM — Oficiul de informare documentară pentru industria metalurgică
București, str. Mendeleev nr. 21—25, sect. 1, cod 70168.
Informații și relații se pot obține la telefonul 59.49.90.

ABONAŢI-VĂ şi REÎNNOIŢI abonamentele la revistă pe anul

1981

METALURGIA

ORGAN AL MINISTERULUI
INDUSTRIEI METALURGICE

Revista se adresează inginerilor şi tehnicienilor din producţie, proiectanţilor, cercetătorilor, profesorilor şi studenţilor din sectoarele metalurgiei feroase şi neferoase şi de materiale refractare.

Abonamentele se primesc pe adresa:

ICEM — OFICIUL DE INFORMARE
DOCUMENTARĂ
PENTRU
INDUSTRIA METALURGICĂ
Bucureşti, cod 70168,
str. MENDELEEV 21–25, sector 1,
cont
virament 30.15.0.01.01. BN–RSR
filiala sector 6

Tarif pentru întreprinderi: 150 lei/an;

tarif pentru abonamente individuale: 48 lei

Costul unui exemplar, 5 lei.